



FEUP Universidade do Porto
Faculdade de Engenharia

Caracterização das Propriedades Termo-Mecânicas do Betão nas Primeiras Idades para Aplicação Estrutural

Luís Miguel Gouveia da Silva

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto para obtenção do grau de Mestre em Estruturas de Engenharia Civil, realizada sob a orientação do Professor Associado com Agregação Rui Manuel Carvalho Marques de Faria.

Porto, Agosto de 2007

Aos meus pais.

Índice geral

Agradecimentos.....	i
Resumo	iii
Abstract	v
Índice de texto	vii
Índice de figuras.....	xi
Índice de tabelas.....	xvii
Notação e simbologia	xix
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 MODELAÇÃO TERMO-MECÂNICA	7
3 CARACTERIZAÇÃO TÉRMICA	21
4 CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA	83
5 ANÁLISE TERMO-MECÂNICA DA SAPATA DE UM AEROGERADOR: ESTUDO PARAMÉTRICO.....	135
6 CONCLUSÃO	171
REFERÊNCIAS.....	177
ANEXOS.....	183

Agradecimentos

A elaboração da presente dissertação contou com a colaboração de um conjunto de pessoas que directamente ou indirectamente contribuíram para o trabalho aqui apresentado, e às quais expresso desde já o meu mais profundo reconhecimento. Assim, de um modo especial agradeço:

- Ao Professor Rui Faria, meu orientador, pela sua total disponibilidade, a cuidada revisão dos textos e todo o apoio prestado quer ao nível científico quer ao nível pessoal.
- Ao Eng.º Miguel Azenha, pelo apoio científico prestado nos estudos desenvolvidos, tendo contribuído para o aprofundamento do conhecimento e interesse sobre as matérias abordadas.
- A todos os técnicos de laboratório do LABEST - Laboratório da Tecnologia do Betão e do Comportamento Estrutural, nomeadamente à Eng.^a Paula Silva, à Cecília Silva e ao Rogério Pinheiro, sem a colaboração dos quais teria sido impossível levar a cabo a extensa campanha experimental realizada.
- À Eng.^a Sandra Nunes, pela disponibilidade na troca de ideias sobre o comportamento do betão e pela cedência de alguns dos cimentos analisados.
- Aos meus amigos Bruno Coelho, Diogo Drumond e Miguel Torres, pela colaboração na revisão dos textos.
- Ao colega José Santos, pelo apoio prestado na discussão de alguns assuntos, assim como pelos seus ensinamentos sobre o software DIANA.
- Ao colega Mário Marques, pelos ensinamentos sobre a programação em Visual Basic.
- A todos os meus colegas de sala do LABEST, que de alguma maneira contribuíram para a realização da presente dissertação.
- Aos meus pais, pelo apoio incondicional e pelos sacrifícios pessoais realizados ao longo da vida.
- À Inês, pelo ajuda prestada na revisão dos textos, e especialmente pelo constante apoio e afecto.
- Finalmente, agradeço o apoio da Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT), através da Bolsa de Investigação que me foi concedida no âmbito do Projecto de Investigação POCI/ECM/56458/2004.

Resumo

Nos últimos anos tem-se tornado comum, no betão estrutural, a preocupação com o aparecimento nas primeiras idades de fendilhação com indesejáveis consequências para a aparência e a durabilidade das estruturas. Esta fendilhação precoce surge devido à instalação de tensões de tracção elevadas, que num dado instante atingem a resistência à tracção do betão. O surgimento destas tensões pode ficar a dever-se a forças aplicadas, à retracção restringida e a expansões/contracções resultantes do calor devido ao carácter fortemente exotérmico da reacção de hidratação do cimento. Este último aspecto tem ganho uma importância acrescida nos últimos anos em virtude da crescente utilização de betões de elevado desempenho (com elevado conteúdo de cimento) que provocam uma grande libertação calor durante a reacção de hidratação. Assim, tem aumentado a necessidade de prever este tipo de problemas recorrendo a simulações numéricas, nomeadamente recorrendo aos chamados modelos termo-mecânicos. Estes modelos permitem a consideração do calor gerado durante a reacção de hidratação (modelo térmico) e as suas respectivas implicações mecânicas para a estrutura (modelo mecânico).

Presentemente existem já programas comerciais de elementos finitos que permitem efectuar modelações termo-mecânicas, com os quais é possível calcular o campo de temperaturas gerado pela reacção exotérmica de hidratação do cimento, e os respectivos campos de tensões que surgem como consequência de restrições às dilatações ou contracções do betão. No entanto, a implementação deste tipo de modelos não tem sido fácil, uma vez que para a sua aplicação a estruturas reais é necessário conhecer o comportamento térmico do betão que está a ser utilizado, assim como a evolução das suas propriedades mecânicas ao longo de toda a reacção de hidratação. Assim, na presente dissertação apresentam-se os resultados experimentais de uma extensa campanha experimental levada a cabo com o intuito de caracterizar as propriedades térmicas e mecânicas dos betões nas primeiras idades, com vista à aplicação estrutural.

No que diz respeito à caracterização térmica, e recorrendo a ensaios calorimétricos de tipo isotérmico, foi realizada uma campanha para medição do potencial de geração de calor da reacção de hidratação de vários cimentos comercializados em Portugal, que permitiram a aferição dos vários parâmetros da lei de Arrhenius, nomeadamente, a energia aparente de activação e a função de calor gerado normalizado.

Na campanha de caracterização mecânica determinaram-se as propriedades mais relevantes no comportamento do betão nas primeiras idades, nomeadamente as evoluções das resistências à compressão e à tracção e do módulo de elasticidade. Procedeu-se ainda à caracterização da fluência básica e da retracção, assim como da respectiva interacção através do estudo da retracção impedida com recurso à técnica de Ensaio do Anel Restringido. A campanha de caracterização mecânica envolveu o ensaio de seis betões fornecidos por uma central de betão pronto, representativos das classes de resistência mais utilizadas em Portugal.

Por fim, e recorrendo ao programa DIANA para a realização de modelações numéricas termo-mecânicas, procedeu-se a um estudo paramétrico analisando a sapata de um aerogerador, que foi simulada admitindo a utilização de diferentes betões, com as propriedades ou leis de comportamento aferidas nas campanhas de caracterização térmica e mecânica efectuadas.

Abstract

In the last few years there has been an increased concern with the cracking of structural concrete at early ages which has detrimental consequences in terms of both durability and appearance of the elements. This early cracking occurs because of high tensile stresses, which may reach the concrete tensile strength. These tensile stresses appear due applied forces, restrained shrinkage and finally due to the highly exothermic processes of the cement hydration, which causes contractions and expansions. The last factor has comparatively gained weight, mainly because of the growing use of high performance concrete (high cement dosage) which produces higher amounts of heat of hydration. With the demand for better predictions of these effects there has been an increase in the use of numerical simulations, using thermo-mechanical models. These models allow controlling both the heat generated by the hydration reactions (thermal effects) as well as the respective implications to the structure (mechanical effects).

Presently there are commercial programs, with recourse to the finite element method, which allow thermo-mechanical analyses that can compute the temperature fields generated by the heat generation in the hydration of the cement, and the respective stress fields that appear because restrained volumetric changes of the structural elements. However the practical use of these models has not been easy, since their application requires the knowledge of the thermal behavior of the concrete being used and the evolving mechanical properties during the hydration reaction. Thus, the present dissertation presents the experimental results of and extensive experimental campaign, with the intent of characterizing the thermal and mechanical properties of concrete at early ages, for structural use.

In respect to the thermal characterization, calorimetric techniques of the isothermal type were used. Several of these experiments were carried out in order to measure the heat generation potential of the hydration reaction for several cements marketed in Portugal. These tests allowed for the estimation of the parameters for the Arrhenius law, mainly the activation energy and the normalized heat production rate.

In the mechanical characterization tests only the properties directly tied to young age concrete were determined: the compressive and the tensile strength evolution and the Young's modulus. Tests were done to characterize the creep and shrinkage, and their interaction was studied through the use of the Restrained concrete ring test. The tests were done with six common concrete classes from a Portuguese concrete plant.

The last stage consisted of using the software DIANA for the thermo-mechanical analysis of a wind tower foundation, with a parametric study by varying the used kinds of concrete (with the properties or laws of behavior resulting from the previously conducted thermal and mechanical experimental campaigns).

Índice de texto

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Enquadramento e objectivos deste trabalho.....	1
1.2	Organização em capítulos.....	4
2	MODELAÇÃO TERMO-MECÂNICA	7
2.1	Introdução.....	7
2.2	Lei de Fourier	7
2.2.1	Quantificação do calor específico volumétrico e da condutibilidade térmica.....	9
2.2.2	Lei de Arrhenius	9
2.2.2.1	Calorimetria adiabática.....	11
2.2.2.2	Calorimetria semi-adiabática.....	12
2.2.2.3	Calorimetria isotérmica	12
2.3	Modelo mecânico.....	13
2.3.1	Grau de hidratação	13
2.3.2	Maturidade.....	14
2.3.3	Evolução da resistência à compressão	16
2.3.4	Evolução da resistência à tracção.....	17
2.3.5	Evolução do módulo de elasticidade.....	17
2.3.6	Influência da temperatura de cura na evolução das propriedades mecânicas.....	18
2.3.7	Fluência.....	19
3	CARACTERIZAÇÃO TÉRMICA	21
3.1	Introdução.....	21
3.2	Tipo de ensaio isotérmico realizado	22
3.2.1	Descrição geral do calorímetro JAF.....	22
3.2.2	Ensaio de amostras padrão.....	27
3.2.3	Banho principal.....	29
3.2.4	Banho secundário.....	31
3.2.5	Módulo de interface calorímetro-PC.....	32
3.2.6	Fundamentos do calorímetro isotérmico	32
3.2.6.1	Termodinâmica.....	32
3.2.6.2	Determinação das constantes de calibração do calorímetro	36
3.3	Campanha experimental	39
3.3.1	Cimentos analisados.....	39
3.3.2	Caracterização da taxa de calor e do calor gerado acumulado	41
3.3.3	Determinação da evolução do grau de hidratação.....	49
3.3.4	Determinação da função de calor gerado normalizado	52
3.3.5	Determinação de E_a	56
3.3.5.1	Aspectos gerais.....	56

3.3.5.2	Método das Taxas de Hidratação	57
3.3.5.3	Método Simplificado	65
3.3.6	Determinação do parâmetro a da lei de Arrhenius	69
3.3.6.1	Método das Taxas de Hidratação	69
3.3.6.2	Método Simplificado	70
3.3.7	Repetibilidade das propriedades calorimétricas de cimentos do mesmo tipo, mas de proveniências diferentes	71
3.3.8	Determinação das curvas adiabáticas para betões fabricados com os cimentos ensaiados	73
4	CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA	83
4.1	Introdução	83
4.2	Betões ensaiados	84
4.3	Procedimento experimental.....	85
4.4	Evolução da resistência à compressão	90
4.4.1	Cura à temperatura de referência de 20°C	90
4.4.1.1	Resultados obtidos em cubos.....	91
4.4.1.2	Resultados obtidos em cilindros	93
4.4.2	Evolução da resistência à compressão em cura a 30°C	94
4.5	Evolução da resistência à tracção.....	99
4.6	Evolução do módulo de elasticidade.....	102
4.6.1	Procedimento experimental.....	102
4.6.2	Resultados obtidos	104
4.7	Retracção	106
4.7.1	Procedimento experimental.....	106
4.7.2	Resultados obtidos	108
4.8	Fluência.....	110
4.8.1	Sistema para ensaios de fluência.....	110
4.8.2	Procedimento experimental.....	112
4.8.3	Resultados obtidos	113
4.9	Ensaio do Anel Restringido	117
4.9.1	Introdução	117
4.9.2	Pressupostos de base adoptados para o ensaio	121
4.9.3	Procedimento experimental.....	124
4.9.4	Modelação numérica	126
4.9.5	Resultados obtidos	128
5	ANÁLISE TERMO-MECÂNICA DA SAPATA DE UM AEROGERADOR: ESTUDO PARAMÉTRICO.....	135
5.1	Introdução	135
5.2	Geometria.....	137
5.3	Materiais	138

5.4	Condições ambientais	140
5.5	Características do modelo numérico	141
5.5.1	Cenário 1	145
5.5.1.1	Resultados térmicos.....	145
5.5.1.2	Resultados mecânicos.....	148
5.5.2	Cenário 2.....	159
5.5.2.1	Resultados térmicos.....	159
5.5.2.2	Resultados mecânicos.....	160
5.5.3	Cenário 3.....	163
5.5.3.1	Resultados térmicos.....	164
5.5.3.2	Resultados mecânicos.....	165
6	CONCLUSÃO	171
6.1	Conclusões gerais	171
6.2	Desenvolvimentos futuros	175
	REFERÊNCIAS.....	177
	ANEXOS.....	183
	A1 – Evolução do grau de hidratação	185
	A2 – Evolução das resistências à compressão e à tracção e do módulo de elasticidade	187
	A3 – Retracção total.....	193
	A4 – Deformações circunferenciais no anel de aço na face interior	195
	A5 – Tensões circunferenciais no anel de betão na zona de interface.....	197

Índice de figuras

Figura 2.1 – Curva adiabática tipo	11
Figura 2.2 – Utilização do método da Idade Equivalente (Azenha, 2004).....	16
Figura 2.3 – Evolução da resistência à compressão para diferentes temperaturas de cura (Torrenti, 1992)	18
Figura 3.1 – Principais constituintes do calorímetro JAF	23
Figura 3.2 – Libertação de calor durante a hidratação do cimento (Maekawa <i>et al.</i> , 1999)	24
Figura 3.3 – Unidade Calorimétrica (UC) e posicionamento dos sensores de fluxo de calor	25
Figura 3.4 – Vista interior da câmara calorimétrica	26
Figura 3.5 – Isoladores térmicos	26
Figura 3.6 – Pesagem do cimento e da água	27
Figura 3.7 – Homogeneização da pasta de cimento	27
Figura 3.8 – Colocação da amostra padrão no recipiente de ensaio	28
Figura 3.9 – Vista interior da UC durante o ensaio de uma amostra padrão	28
Figura 3.10 – Vista interior do reservatório do banho principal	30
Figura 3.11 - Unidade de controlo da temperatura e tomadas de água do banho principal.....	30
Figura 3.12 – Banho secundário	31
Figura 3.13 – Serpentina de refrigeração do banho secundário	31
Figura 3.14 – Fluxo de calor no interior do calorímetro na fase de calibração	33
Figura 3.15 – Sinal de saída típico de uma calibração	37
Figura 3.16 – Construção para determinação das constantes do calorímetro.....	38
Figura 3.17 – Taxa de calor gerado em dois ensaios isotérmicos a 20°C para o CEM II/A-L 42.5R	40
Figura 3.18 – Taxa de calor gerado para o CEM I 52.5R	42
Figura 3.19 – Calor gerado acumulado para o CEM I 52.5R.....	42
Figura 3.20 – Taxa de calor gerado para o CEM I 42.5R	44
Figura 3.21 – Calor gerado acumulado para o CEM I 42.5R.....	44
Figura 3.22 – Taxa de calor gerado para o CEM II/A-L 42.5R	45
Figura 3.23 – Calor gerado acumulado para o CEM II/A-L 42.5R.....	46
Figura 3.24 – Taxa de calor gerado para o CEM II/B-L 32.5N	47
Figura 3.25 – Calor gerado acumulado para o CEM II/B-L 32.5N.....	47
Figura 3.26 – Taxa de calor gerado para o CEM IV/B (V) 32.5N.....	49
Figura 3.27 – Calor gerado acumulado para o CEM IV/B (V) 32.5N	49
Figura 3.28 – Processo adoptado para a determinação do $Q(\infty)$	50
Figura 3.29 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 20°C	51
Figura 3.30 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 60°C	52
Figura 3.31 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM I 52.5R.....	53
Figura 3.32 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM I 42.5R.....	53
Figura 3.33 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM II/A-L 42.5R.....	54
Figura 3.34 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM II/B-L 32.5N.....	54

Figura 3.35 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM IV/B(V) 32.5N.....	55
Figura 3.36 – Curva tipo da evolução de E_a com α (D'Aloia, 2002)	59
Figura 3.37 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM I 52.5R.....	60
Figura 3.38 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM I 42.5R.....	61
Figura 3.39 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM II/A-L 42.5R	62
Figura 3.40 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM II/B-L 32.5N	63
Figura 3.41 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM IV/B(V) 32.5N	64
Figura 3.42 – Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM I 52.5R	67
Figura 3.43 – Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM I 42.5R	67
Figura 3.44 - Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM II/A-L 42.5R	68
Figura 3.45 – Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM II/B-L 32.5N	68
Figura 3.46 – Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM IV/B(V) 32.5N	69
Figura 3.47 – Taxas de calor gerado para o CEM II/A-L 42.5R (fábricas AL e SE).....	71
Figura 3.48 – Calor gerado acumulado para o CEM II/A-L 42.5R (fábricas AL e SE).....	72
Figura 3.49 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM II/A-L 42.5R (fábricas AL e SE) ...	72
Figura 3.50 – Processo incremental para a obtenção da curva de aquecimento adiabático de um betão ...	76
Figura 3.51 – Curvas adiabáticas para o CEM I 52.5R.....	78
Figura 3.52 – Curvas adiabáticas para o CEM I 42.5R.....	79
Figura 3.53 – Curvas adiabáticas para o CEM II/A-L 42.5R.....	79
Figura 3.54 – Curvas adiabáticas para o CEM II/B-L 32.5N.....	80
Figura 3.55 – Curvas adiabáticas para o CEM IV/B(V) 32.5N.....	80
Figura 4.1 – Colocação do betão no balde e transporte até à zona de betonagem.....	88
Figura 4.2 – Moldes utilizados em cada campanha de ensaios	88
Figura 4.3 – Betonagem, vibração, rectificação e cobertura dos provetes	89
Figura 4.4 –Betonagem dos prismas de fluência.....	89
Figura 4.5 – Tanque de cura a 30°C	90
Figura 4.6 – Ensaio de compressão simples.....	91
Figura 4.7 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM1	92
Figura 4.8 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM2	92
Figura 4.9 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM2.....	93
Figura 4.10 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM3.....	94
Figura 4.11 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C na CM3	95
Figura 4.12 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C na CM4	95
Figura 4.13 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C na CM5	96
Figura 4.14 – Influência da temperatura na resistência à compressão (Maltais e Marchand, 1997)	97
Figura 4.15 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C para a argamassa de referência.....	98
Figura 4.16 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C para a argamassa com substituição parcial do cimento por cinzas volantes	98
Figura 4.17 – Ensaio de compressão diametral.....	99
Figura 4.18 – Estado de tensão no ensaio de compressão diametral (adaptado de Neville (2005)).....	99

Figura 4.19 – Evolução da resistência à tracção na CM4	100
Figura 4.20 – Evolução da resistência à tracção na CM5	100
Figura 4.21 – Relação entre as resistências à tracção e à compressão	102
Figura 4.22 – Monitorização de um cilindro no ensaio do módulo de elasticidade	103
Figura 4.23 – Resultado típico de um ensaio para determinação do módulo de elasticidade	104
Figura 4.24 – Evolução do módulo de elasticidade na CM2	104
Figura 4.25 – Evolução do módulo de elasticidade na CM4	105
Figura 4.26 – Relação entre o módulo de elasticidade e a resistência à compressão	106
Figura 4.27 – Sistema de aquisição permanente	107
Figura 4.28 – Retracção total para o betão da CM3.....	109
Figura 4.29 – Retracção total para o betão da CM4.....	109
Figura 4.30 – Sistema para ensaios de fluência (alçado)	111
Figura 4.31 – Sistema para ensaios de fluência (corte A-A).....	111
Figura 4.32 – Foto do sistema de fluência	112
Figura 4.33 – Caracterização da fluência na CM1	114
Figura 4.34 – Caracterização da fluência na CM2	115
Figura 4.35 – Caracterização da fluência na CM3	115
Figura 4.36 – Caracterização da fluência na CM4	116
Figura 4.37 – Caracterização da fluência na CM5	116
Figura 4.38 – Caracterização da fluência na CM6.....	117
Figura 4.39 – Ensaio do Anel Restringido	118
Figura 4.40 – Nomenclatura dos anéis (Azenha <i>et al.</i> , 2005)	119
Figura 4.41 – Geometria adoptada para o Ensaio do Anel Restringido	122
Figura 4.42 – Eficiência de vários tipos de impermeabilizações	123
Figura 4.43 – Monitorização das deformações no anel de aço	123
Figura 4.44 – Betonagem do anel de betão	124
Figura 4.45 – a) Vibração do anel de betão; b) Colocação do plástico de protecção.....	124
Figura 4.46 – a) Impermeabilização da face exterior curva; b) Colocação do papel de alumínio; c) Colocação do anel sobre uma base perfurada.....	125
Figura 4.47 – Resultado típico de deformações no anel de aço	126
Figura 4.48 – Resultado típico de tensões circunferenciais no betão na zona de interface.....	126
Figura 4.49 – Retracção de secagem nos anéis e nos prismas de betão	127
Figura 4.50 – Representação esquemática do modelo do Ensaio do Anel Restringido	128
Figura 4.51 – Malha de MEF adoptada no modelo do Ensaio do Anel Restringido.....	128
Figura 4.52 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM2.....	129
Figura 4.53 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM5.....	130
Figura 4.54 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM2	131
Figura 4.55 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM5	131
Figura 4.56 – Perfis de deformação circunferencial para um betão os 28 dias de idade.....	132
Figura 4.57 – Perfis de tensão circunferencial para um betão os 28 dias de idade	132

Figura 4.58 – Tensões circunferenciais no betão e a evolução de f_{ctm} para a campanha CM2	133
Figura 5.1 – Aerogerador: a) Torre eólica; b) Sapata de fundação	137
Figura 5.2 – a) Planta da sapata; b) Corte A-A da Sapata	138
Figura 5.3 – Evolução da temperatura ambiente	141
Figura 5.4 – Zonas não consideradas no modelo axi-simétrico	142
Figura 5.5 – Geometria e condições fronteira adoptadas para o modelo numérico	143
Figura 5.6 – Pormenor da armadura superior que atravessa o anel metálico	144
Figura 5.7 – Malha de elementos finitos adoptada	145
Figura 5.8 – Pontos para análise de resultados	145
Figura 5.9 – Evolução da distribuição de temperaturas para o betão da campanha CM2	147
Figura 5.10 – Evolução da temperatura no nó 1 no Cenário 1	148
Figura 5.11 – Evolução da temperatura no nó 2 no Cenário 1	148
Figura 5.12 – Evolução das tensões de tracção na direcção X (radial) para o betão da campanha CM2	149
Figura 5.13 – Evolução das tensões na direcção X (radial) para o nó 1 no Cenário 1	150
Figura 5.14 – Evolução das tensões na direcção X (radial) para o nó 2 no Cenário 1	151
Figura 5.15 – Evolução das tensões de tracção na direcção Y (vertical) para o betão da campanha CM2	151
Figura 5.16 – Evolução das tensões de tracção na direcção Z (circunferencial) para o betão da campanha CM2	153
Figura 5.17 – Evolução das tensões na direcção Z (circunferencial) para o nó 3 no Cenário 1	154
Figura 5.18 – Evolução das tensões na direcção Z (circunferencial) para o nó 4 no Cenário 1	154
Figura 5.19 – Evolução do índice de fendilhação para o betão da campanha CM2	156
Figura 5.20 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 1 no Cenário 1	157
Figura 5.21 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 2 no Cenário 1	157
Figura 5.22 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 3 no Cenário 1	158
Figura 5.23 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 4 no Cenário 1	158
Figura 5.24 – Evolução da temperatura no nó 1 no Cenário 2	160
Figura 5.25 – Evolução da temperatura no nó 2 no Cenário 2	160
Figura 5.26 – Evolução das tensões na direcção X (radial) para o nó 1 no Cenário 2	161
Figura 5.27 – Evolução das tensões na direcção X (radial) para o nó 2 no Cenário 2	161
Figura 5.28 – Evolução das tensões na direcção Z (circunferencial) para o nó 3 no Cenário 2	162
Figura 5.29 – Evolução das tensões na direcção Z (circunferencial) para o nó 4 no Cenário 2	162
Figura 5.30 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 1 no Cenário 2	163
Figura 5.31 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 3 no Cenário 2	163
Figura 5.32 – Evolução das temperaturas; a) sem isolamento e b) com 6cm de isolamento	165
Figura 5.33 – Evolução das tensões de tracção radiais; a) sem isolamento e b) com 6cm de isolamento	166
Figura 5.34 – Evolução das tensões de tracção circunferenciais; a) sem isolamento e b) com 6cm de isolamento	166
Figura 5.35 – Evolução do índice de fendilhação; a) sem isolamento e b) com 6cm de isolamento	167
Figura 5.36 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 1 no Cenário 3	168

Figura 5.37 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 3 no Cenário 3	168
Figura 5.38 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 5 no Cenário 3	169
Figura A.1 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 30°C	185
Figura A.2 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 40°C	185
Figura A.3 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 50°C	185
Figura A.4 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM3	187
Figura A.5 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM4	187
Figura A.6 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM5	187
Figura A.7 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM6	188
Figura A.8 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM1	188
Figura A.9 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM4	188
Figura A.10 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM5	189
Figura A.11 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM6	189
Figura A.12 – Evolução da resistência à tracção na CM1	189
Figura A.13 – Evolução da resistência à tracção na CM2	190
Figura A.14 – Evolução da resistência à tracção na CM3	190
Figura A.15 – Evolução da resistência à tracção na CM6	190
Figura A.16 – Evolução do módulo de elasticidade na CM1	191
Figura A.17 – Evolução do módulo de elasticidade na CM3	191
Figura A.18 – Evolução do módulo de elasticidade na CM5	191
Figura A.19 – Evolução do módulo de elasticidade na CM6	192
Figura A.20 – Retracção total para o betão da campanha CM1	193
Figura A.21 – Retracção total para o betão da campanha CM2	193
Figura A.22 – Retracção total para o betão da campanha CM5	193
Figura A.23 – Retracção total para o betão da campanha CM6	194
Figura A.24 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM1	195
Figura A.25 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM3	195
Figura A.26 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM4	195
Figura A.27 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM6	196
Figura A.28 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM1	197
Figura A.29 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM3	197
Figura A.30 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM4	197
Figura A.31 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM6	198
Figura A.32 – Tensões circunferenciais no betão e a evolução de f_{cm} para a campanha CM3	198
Figura A.33 – Tensões circunferenciais no betão e a evolução de f_{cm} para a campanha CM5	198

Índice de tabelas

Tabela 3.1 – Os 27 produtos da família de cimentos correntes (EN 197-1, 2001).....	41
Tabela 3.2 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM I 52.5R.....	43
Tabela 3.3 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM I 42.5R.....	45
Tabela 3.4 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM II/A-L 42.5R.....	46
Tabela 3.5 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM II/B-L 32.5N.....	48
Tabela 3.6 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM IV/B(V) 32.5N.....	49
Tabela 3.7 – Calor gerado a tempo infinito para os vários cimentos em análise	51
Tabela 3.8 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM I 52.5R	61
Tabela 3.9 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM I 42.5R	62
Tabela 3.10 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM II/A-L 42.5R	63
Tabela 3.11 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM II/B-L 32.5N	64
Tabela 3.12 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM IV/B(V) 32.5N	65
Tabela 3.13 – Parâmetro a determinado pelo Método das Taxas de Hidratação	70
Tabela 3.14 – Parâmetro a determinado pelo Método Simplificado.....	70
Tabela 3.15 – Propriedades adoptadas para o betão.	77
Tabela 3.16 – Condições iniciais	77
Tabela 3.17 – Propriedades adoptadas para os cimentos em análise	77
Tabela 4.1 – Composições dos betões ensaiados	84
Tabela 4.2 – Idade equivalente para cura a 30°C e $T_{ref}=20^{\circ}\text{C}$	94
Tabela 5.1 – Potencial de geração de calor adoptado em cada cenário.....	139
Tabela 5.2 – Propriedades mecânicas dos betões adoptadas em cada cenário.....	140
Tabela 5.3 – Propriedades adoptadas para o anel de aço e para o granito de fundação	140
Tabela 5.4 – Coeficientes de convecção equivalente adoptados para as várias fronteiras	144

Notação e simbologia

Da lista que se segue, ordenada por ordem alfabética, não constam símbolos de natureza secundária, em geral assim considerados, quando o seu emprego não ultrapassou aplicações restritas.

a	Constante de proporcionalidade da lei de Arrhenius
α	Grau de hidratação
$\alpha(t)$	Grau de hidratação do cimento no instante t
α_{cT}	Coefficiente de dilatação térmica
C	Conteúdo em massa de cimento no betão
c	Calor específico
ΔT	Variação de temperatura
E	Módulo de elasticidade
E_c	Módulo de elasticidade do betão
E_a	Energia de activação aparente
ε	Extensão
$f(\alpha)$	Função do calor gerado normalizado
f_{ct}	Resistência do betão à tracção
f_{ck}	Valor característico da resistência do betão à compressão
f_{ctm}	Valor médio da resistência do betão à tracção
f_c	Resistência do betão à compressão
f_{cm}	Resistência média à compressão do betão
h_{conv}	Coefficiente de convecção
h_{eq}	Coefficiente de transmissão de energia térmica equivalente
I_{cr}	Índice de fendilhação
$J(t, t')$	Função de fluência para o instante t , correspondente a carregamento à idade t'
k	Condutibilidade térmica
$M(t, T)$	Maturidade para a idade t e história de temperaturas $T(\tau)$, $\tau \in [0, t]$
ν	Coefficiente de Poisson
$Q(t)$	Calor gerado até ao instante t
Q_{pot}	Calor potencial até à hidratação completa
\dot{Q}	Taxa de geração de calor por unidade de volume no meio

R	Constante universal dos gases perfeitos
ρc	Capacidade calorífica – calor específico volumétrico
$\sigma_{ct}(t)$	Tensão de tracção no instante t
T	Temperatura
T_i	Temperatura da amostra
T_{ref}	Temperatura de referência
$T(\tau)$	História de temperatura $T(\tau)$, $\tau \in [0, t]$
t	Instante de tempo
t_{eq}	Idade equivalente à temperatura T_{ref}
w/c	Relação água/cimento (em massa)
$X_i(\alpha)$	Propriedade X para o grau de hidratação α
X_{i1}	Valor hipotético de X para $\alpha=1$

1 INTRODUÇÃO

1.1 Enquadramento e objectivos deste trabalho

Tem-se verificado nos últimos anos uma preocupação crescente com o surgimento no betão estrutural de fendilhação excessiva logo nas primeiras idades, isto é, durante a fase de hidratação do cimento, com consequências indesejáveis quer do ponto de vista estético quer para a durabilidade das estruturas. O aparecimento desta fendilhação precoce pode ser originado por impedimentos à livre retracção do betão, por descofragem ou aplicação prematura de pré-esforço nas estruturas, ou devido a expansões/contrações resultantes do calor de hidratação, que num dado instante provocam tensões de tracção que igualam a resistência à tracção do material.

No que diz respeito aos problemas decorrentes da retracção impedida, e da descofragem e aplicação prematuras de pré-esforço, a fendilhação ocorre normalmente devido a erros de projecto, associados à má avaliação de todas as acções intervenientes e a estimativas deficientes da evolução das propriedades mecânicas do betão, principalmente quando este é curado em condições extremas (calor ou frio intenso). A resolução deste tipo de problemas obriga os projectistas a utilizarem metodologias que permitam estimar a evolução das propriedades mecânicas tendo em conta os historiais

de temperatura envolvidos na cura do betão (conceito da Maturidade), uma vez que estes condicionam a evolução das propriedades mecânicas. Mas para conhecer os históricos de temperatura de cura a que um betão esteve sujeito nas primeiras idades, para além das condições ambientais, é necessário ter em conta o calor que é libertado durante a hidratação do cimento, uma vez que esta é uma reacção química de carácter exotérmico.

Outra das fontes de fendilhação do betão nas primeiras idades reside nas expansões e contracções volumétricas que ocorrem neste material em resultado do calor libertado pela hidratação do cimento: uma vez que este induz significativas variações volumétricas, se o betão for total ou parcialmente impedido de se deformar são geradas tensões. Assim, devido ao calor gerado na hidratação, e numa fase inicial de aquecimento (expansão), podem surgir fendas superficiais no betão. Na fase de arrefecimento, e devido à eventual existência de impedimentos à livre contracção do betão, surgem habitualmente tensões de tracção, que atingindo a resistência à tracção instantânea do material originam fendilhação, o que pode conduzir a problemas de durabilidade nas estruturas.

Assim, constata-se a necessidade de dispor de metodologias de análise que permitam simular o comportamento de estruturas de betão desde as primeiras idades, tendo em conta o calor gerado pela reacção de hidratação do cimento e a evolução dos campos de temperaturas, prevendo as tensões induzidas pelas expansões/contracções, e atendendo ainda à contínua evolução das propriedades mecânicas do betão, para que seja possível evitar a fissuração precoce. Existem, então, modelos computacionais baseados no método dos elementos finitos (MEF) que permitem simular o comportamento de estruturas de betão tendo em conta os fenómenos anteriormente expostos, e que se designam por modelos termo-mecânicos por incluírem a realização de uma análise térmica e de uma análise mecânica. A análise térmica tem como objectivo a determinação do campo de temperaturas e da extensão das reacções de hidratação, o que implica o conhecimento de algumas das características térmicas da mistura, e em particular do potencial de geração de calor do cimento, bem como das interacções térmicas do betão com o meio circundante (ar, cofragens e solo). Por sua vez, e a partir dos resultados obtidos na análise térmica, a análise mecânica permite a obtenção dos campos de deformações e de tensões no betão, avaliando o risco de fendilhação tendo em conta o carácter evolutivo das resistências mecânicas e das propriedades visco-elásticas deste material.

Apesar das simulações computacionais termo-mecânicas estarem hoje em dia razoavelmente estabelecidas, a implementação deste tipo de modelos não tem sido fácil, uma vez que para a sua aplicação a estruturas reais é necessário conhecer o comportamento térmico do betão que está a ser utilizado, assim como a evolução das suas propriedades mecânicas ao longo de toda a reacção de hidratação.

Do ponto de vista térmico é então necessário conhecer o potencial de geração de calor do cimento utilizado, caracterização que preferencialmente deve ser efectuada a partir de técnicas calorimétricas. Actualmente não existe nenhuma caracterização térmica sistemática dos cimentos utilizados em Portugal, o que tem constituído um obstáculo à utilização destes modelos de simulação numérica. Assim, e de modo a preencher esta lacuna, no âmbito da presente dissertação pretendeu-se realizar uma caracterização calorimétrica sistemática de alguns dos cimentos comercializados em Portugal, utilizando um Calorímetro Isotérmico JAF adquirido no âmbito do Projecto de Investigação POCI/ECM/56458/2004 financiado pela FCT.

Tal como foi referido anteriormente, para além da necessidade de conhecer o comportamento térmico do betão que está a ser utilizado é imperioso dispor de uma caracterização mecânica deste material ao longo de toda a reacção de hidratação, que inclua a evolução das resistências à compressão e à tracção, bem como a adequada definição do comportamento visco-elástico (fluência) e da retracção. Assim, na presente dissertação empreendeu-se igualmente uma campanha de caracterização das propriedades mecânicas de vários betões de classes de resistência frequentemente utilizadas em Portugal, de modo a validar as metodologias correntemente utilizadas para estimar a evolução das resistências à compressão e à tracção no betão ao longo das primeiras idades (a partir dos conceitos de Grau de Hidratação e Idade Equivalente). Procedeu-se igualmente à caracterização da fluência (utilizando para tal a formulação da lei de Bazant-Panula), bem como da retracção. Uma vez que os fenómenos de retracção surgem associados à fluência, que tem um papel primordial na dissipação de tensões provocada pela deformação impedida, procedeu-se também ao Ensaio do Anel Restringido, com o intuito de estudar o comportamento do betão restringido e validar as leis materiais aferidas experimentalmente.

Caracterizadas as propriedades térmicas e mecânicas dos principais tipos de betões e cimentos comercializados em Portugal, efectuou-se um estudo paramétrico em que se considerou a aplicação daqueles materiais em cenários hipotéticos de utilização

na sapata de um aerogerador, com o intuito de avaliar o respectivo risco de fissuração de origem térmica nas primeiras idades.

1.2 Organização em capítulos

O presente trabalho está organizado em seis capítulos, o primeiro dos quais é constituído pela presente introdução.

No **Capítulo 2** são abordados os aspectos mais relevantes envolvidos nas análises termo-mecânicas do betão nas primeiras idades. É apresentada a formulação teórica que está na base quer do modelo térmico quer do mecânico, explicando-se como podem ser quantificadas experimentalmente as várias entidades envolvidas, nomeadamente o potencial de geração do calor de hidratação do cimento e as propriedades mecânicas em evolução.

No **Capítulo 3** apresentam-se os resultados obtidos numa campanha experimental efectuada recorrendo a um calorímetro isotérmico, com o intuito de caracterizar o potencial de geração de calor de hidratação dos principais tipos de cimento comercializados em Portugal por uma dada cimenteira. São apresentados os princípios gerais de funcionamento da calorimetria isotérmica, nomeadamente do Calorímetro Isotérmico JAF utilizado. Nessa campanha foram realizados ensaios isotérmicos a diferentes temperaturas, isto é: 20°C, 30°C, 40°C, 50°C e 60°C. A partir destes ensaios procedeu-se à aferição das principais entidades que intervêm na lei de Arrhenius (adoptada para a reacção de hidratação) – isto é, a função de calor gerado normalizado, a energia de activação aparente e o calor gerado potencial – que caracterizam o potencial de geração de calor dos cimentos para aplicação em modelos numéricos. O cálculo da energia de activação foi realizado utilizando dois métodos: o Método das Taxas de Hidratação e o Método Simplificado. Na parte final deste capítulo é também apresentada uma análise de sensibilidade às variações registadas na função de calor gerado para ensaios realizados a diferentes temperaturas, procedendo à geração de curvas adiabáticas para cada cimento ensaiado.

No **Capítulo 4** apresentam-se os resultados obtidos numa campanha experimental efectuada a seis betões das classes de resistência que mais correntemente se utilizam em Portugal. Nesta campanha foi realizada uma série ensaios para determinação das evoluções ao longo do tempo das resistências à compressão e à tracção e do módulo de elasticidade, e foi efectuada uma caracterização dos fenómenos da fluência e da

retracção. Para o efeito realizaram-se ensaios aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias de idade. A partir da caracterização experimental das evoluções das resistências e do módulo de elasticidade procedeu-se ainda à comparação daqueles resultados com as metodologias baseadas no conceitos do Grau de Hidratação e de Idade Equivalente, que permitem a contabilização simultânea dos efeitos do tempo e do historial de temperaturas na evolução das propriedades mecânicas do betão. Apresenta-se também o sistema para realização de ensaios de fluência que foi desenvolvido e construído no âmbito deste trabalho, e com o qual se procedeu à calibração dos principais parâmetros da lei de fluência básica de Bazant-Panula. A finalizar o capítulo são apresentados os resultados experimentais obtidos com a técnica do Ensaio do Anel Restringido, que permitiu caracterizar a retracção do betão. Este ensaio serviu igualmente para validar as leis de fluência aferidas experimentalmente, através de comparação dos resultados do Ensaio do Anel Restringido com os resultados de uma simulação numérica efectuada com o código computacional DIANA.

No **Capítulo 5** apresenta-se um conjunto de simulações numéricas termo-mecânicas da sapata de fundação de um aerogerador, recorrendo ao código DIANA. Utilizando um modelo axi-simétrico procurou-se determinar as zonas da sapata com maior risco de fendilhação de origem térmica, assim como estabelecer a grandeza das tensões iniciais, averiguando desta forma as consequência de tais tensões no comportamento em serviço da sapata. Nestas simulações foram impostos cenários de utilização de vários tipos de cimento e betões, caracterizados experimentalmente nos capítulos precedentes, de modo a constituir um estudo paramétrico.

Finalmente no **Capítulo 6** são apresentadas as conclusões mais importantes da presente dissertação, assim como os desenvolvimentos futuros para continuidade do presente trabalho.

2 MODELAÇÃO TERMO-MECÂNICA

2.1 Introdução

A análise de estruturas de betão durante as primeiras idades compreende a necessidade de estimar o campo térmico gerado pelo calor libertado pela hidratação do cimento, para em seguida avaliar os campos de deformações e tensões por aquele induzidos. Assim sendo, o cálculo é conduzido de forma sequencial, determinando-se inicialmente o campo de temperaturas, sendo posteriormente feita a análise mecânica para determinação das tensões e avaliação do risco de fissuração. Neste capítulo serão feitas algumas observações de carácter genérico acerca das metodologias utilizadas na resolução do problema termo-mecânico.

2.2 Lei de Fourier

No contexto do estudo do comportamento do betão nas primeiras idades o problema térmico é essencialmente uma análise de condução de calor em regime variável, com o objectivo de determinar o campo de temperaturas num betão em formação, tendo em conta a geração interna de calor devida ao carácter exotérmico da

reacção de hidratação do cimento e as condições fronteira. Assim, a resolução deste tipo de problemas é conseguida à custa da seguinte Lei de Fourier

$$k \nabla \cdot (\nabla T) + \dot{Q} = \rho c \dot{T} \quad [2.1]$$

em que k é a condutibilidade térmica, T é a temperatura, \dot{Q} é a taxa de geração interna de calor por unidade de volume e ρc é o calor específico volumétrico. Para resolver o problema térmico é então necessário definir \dot{Q} , k , ρc e as condições fronteira.

Recorrendo à formulação do MEF e a um algoritmo de avanço no domínio do tempo com passo Δt , e recorrendo ainda aos procedimentos usuais de agrupamento das contribuições dos diversos elementos finitos (EF), a equação de Fourier pode ser escrita em formato matricial no instante t_{n+1} , passando a apresentar o seguinte aspecto (Faria *et al.*, 2006)

$$\left(\frac{\mathbf{C}}{\Delta t} + \mathbf{K} \right) \mathbf{T}_{n+1} = \mathbf{F}_T + \mathbf{F}_Q + \frac{\mathbf{C}}{\Delta t} \mathbf{T}_n \quad [2.2]$$

em que \mathbf{C} e \mathbf{K} são matrizes e \mathbf{F}_T e \mathbf{F}_Q são vectores, definidos como segue:

$$\mathbf{C} = \int_{\Omega_e} \mathbf{N}^T \rho c \mathbf{N} d\Omega \quad [2.3]$$

$$\mathbf{K} = \int_{\Omega_e} \nabla \mathbf{N}^T k \nabla \mathbf{N} d\Omega + \int_{\Gamma_{q_e}} \mathbf{N}^T h \mathbf{N} d\Gamma_q \quad [2.4]$$

$$\mathbf{F}_T = \int_{\Gamma_{q_e}} \mathbf{N}^T h T_{ext} d\Gamma_q \quad [2.5]$$

$$\mathbf{F}_Q = \int_{\Omega_e} \mathbf{N}^T \dot{Q}_{n+1} d\Omega \quad [2.6]$$

Nas equações anteriores \mathbf{N} representa a matriz de interpolação, \mathbf{T}_n e \mathbf{T}_{n+1} são as temperaturas nodais de um elemento finito num volume Ω e para os instantes n e $n+1$, h é o coeficiente de convecção-radiação relativo ao fluxo de calor $\bar{q} = h(T - T_{ext})$ na direcção normal à fronteira Γ_q e T_{ext} representa a temperatura exterior.

Note-se que devido ao facto de na equação [2.2] \mathbf{F}_Q depender da taxa de calor gerado \dot{Q}_{n+1} , que por sua vez depende do campo de temperaturas \mathbf{T}_{n+1} , a resolução do problema térmico é de natureza não-linear, pelo que requer a utilização de um procedimento iterativo, normalmente baseado no método de Newton-Raphson. Quer o processo numérico necessário para resolver esta não-linearidade, quer a dedução da

equação [2.2] a partir da equação [2.1], encontram-se documentados em Faria *et al.* (2006).

2.2.1 Quantificação do calor específico volumétrico e da condutibilidade térmica

A condutibilidade térmica k , e o calor específico ρc podem ser determinados experimentalmente ou analiticamente. A caracterização experimental destas propriedades é normalmente efectuada por dois métodos, o GHP (“Guarded Hot Plate”) e o TLPP (“Two Linear Parallel Probe method”), utilizando pequenas amostras de betão (Morabito, 2001, Zarr *et al.*, 2002). Estas propriedades têm menor variabilidade do que a taxa de geração interna de calor \dot{Q} , pelo que para o betão são correntemente adoptados valores de k entre 1.2 e 2.4 Wm⁻¹K⁻¹, e no que respeita ao calor específico são recomendados valores entre 840 e 1170 Jkg⁻¹K⁻¹ (Silveira, 1996).

2.2.2 Lei de Arrhenius

O termo \dot{Q} , referenciado como a taxa de geração de energia por unidade de volume no meio, reproduz a geração interna de calor no betão devida ao carácter exotérmico da reacção de hidratação do cimento. Sendo de grande importância para a análise térmica, é obviamente necessário proceder à cuidada caracterização de \dot{Q} para a mistura de betão a estudar. Uma vez que a reacção de hidratação do cimento é termicamente activada, \dot{Q} é geralmente quantificado recorrendo a uma formulação que tem como base uma lei tipo Arrhenius* com o formato (Breugel, 1998, Reinhardt *et al.*, 1982)

$$\dot{Q} = a f(\alpha) e^{-\frac{E_a}{R T}} \quad [2.7]$$

em que E_a corresponde à energia de activação aparente (J/mol), R é a constante universal dos gases perfeitos (8.314 J/molK⁻¹), a é uma constante de proporcionalidade tal que $a \exp(-E_a/R T)$ corresponde ao valor máximo da taxa de calor gerado (1/s) num ensaio isotérmico, $f(\alpha)$ é uma função escalar, normalmente conhecida por função

* No decurso da presente dissertação utilizar-se-á, por questões de concisão, a designação “lei de Arrhenius”.

do calor gerado normalizado, e α corresponde ao grau de hidratação (Breugel, 1991). O grau de hidratação α apresenta-se como um conceito importante para a modelação do comportamento do betão durante as primeiras idades, pois sendo uma variável que apresenta valores compreendidos entre 0 e 1, descreve o avanço do processo de hidratação: o valor 0 corresponde ao início da reacção de hidratação e o valor 1 à hidratação completa. Esta grandeza, ao quantificar o grau de desenvolvimento da reacção de hidratação do cimento, é igualmente utilizada como um indicador do estado de formação da micro-estrutura do betão, a qual condiciona as propriedades mecânicas do material. O grau de hidratação α pode então ser definido como o quociente entre a quantidade de cimento que reagiu até um dado instante e a quantidade total de cimento anidro no início da hidratação, ou através da evolução das propriedades mecânicas do material, ou ainda da libertação do calor de hidratação. No entanto, quando se realizam modelações termo-mecânicas a quantificação do grau de hidratação é efectuada em paralelo com a quantificação dos campos de temperaturas, sendo α definido a partir do quociente entre o calor gerado até um instante t e o calor gerado a tempo infinito, isto é,

$$\alpha = \frac{Q(t)}{Q(\infty)} \quad [2.8]$$

$Q(\infty)$ é também conhecido na literatura da especialidade (Rostásy *et al.*, 2001) por calor gerado potencial Q_{pot} , pois corresponde ao calor que seria gerado caso se atingisse a hidratação completa de todo o cimento. Uma vez que a hidratação completa só muito raramente é atingida, normalmente é assumido para esta grandeza um valor potencial, que pode ser estimado experimentalmente a partir de ensaios calorimétricos, ou analiticamente a partir da ponderação dos calores de hidratação gerados por cada um dos principais componentes do cimento (Breugel, 1991). É também necessário ter em conta que a relação w/c condiciona fortemente a definição de Q_{pot} , uma vez que para relações $w/c < 0.36$ não se consegue atingir a hidratação completa* (Bentz *et al.*, 2005).

A obtenção da informação necessária para estabelecer \dot{Q} segundo a lei de Arrhenius expressa na equação [2.7] é efectuada através de medições experimentais, em calorímetros de diferentes tipos (Wadsö, 2003) – adiabáticos, semi-adiabáticos ou

* Na realidade mesmo que exista quantidade de água suficiente para hidratar todas as partículas de cimento, a distribuição da água face às partículas de cimento e o desenvolvimento da micro-estrutura do material geralmente não permitem a hidratação completa.

isotérmicos –, os quais permitem registar a evolução da temperatura durante a hidratação em condições controladas, e assim caracterizar a reactividade do cimento e o potencial de geração de calor que alimenta o problema térmico.

2.2.2.1 Calorimetria adiabática

Recorrendo à calorimetria adiabática é possível medir o comportamento térmico de uma amostra de betão (normalmente até 10kg) em condições supostamente adiabáticas, ou seja, sem trocas de calor entre a amostra e o exterior. Tal é conseguido à custa de um equipamento designado por calorímetro adiabático que consegue impedir as trocas de calor entre a amostra e o exterior, registando a evolução da temperatura da amostra ao longo do tempo. O resultado final deste tipo de ensaios, cuja representação gráfica é designada por curva adiabática, é do tipo do reproduzido na Figura 2.1.

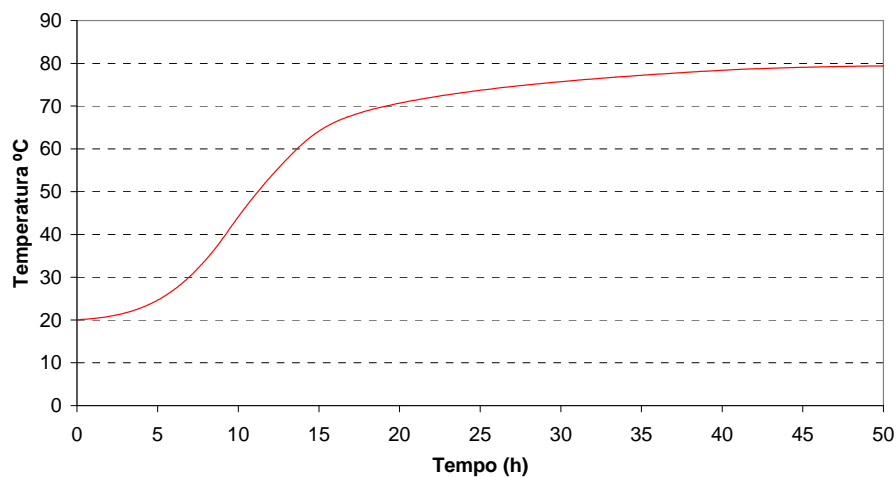


Figura 2.1 – Curva adiabática tipo

A grande maioria dos programas de cálculo para realização de modelações termo-mecânicas permite utilizar a curva adiabática para caracterizar \dot{Q} , utilizando para tal um processo numérico que se encontra descrito em Azenha (2004). Esta é uma das vias possíveis para caracterizar o potencial de geração de calor de um betão, não sendo contudo a mais precisa uma vez que a grandeza pretendida \dot{Q} não é medida directamente.

2.2.2.2 Calorimetria semi-adiabática

A calorimetria semi-adiabática baseia-se nos mesmos pressupostos que a calorimetria adiabática, mas não é assegurado o isolamento perfeito. Assim durante o ensaio ocorrem perdas de energia/calor para o exterior, que são medidas de modo a que posteriormente seja efectuada uma compensação numérica do calor que foi perdido. O resultado final deste tipo de ensaios é igualmente uma curva adiabática, mas os resultados são menos precisos do que na calorimetria adiabática, em virtude da compensação numérica envolvida.

2.2.2.3 Calorimetria isotérmica

Na calorimetria isotérmica procede-se à medição do calor produzido numa amostra de cimento que hidrata em condições de temperatura constante. Estas condições isotérmicas são asseguradas a partir da condução instantânea para o exterior da amostra de todo o calor gerado na hidratação do cimento, medindo-se ao longo do tempo o calor gerado, normalmente com recurso a sensores de fluxo de calor. Esta técnica calorimétrica exige, no entanto, a utilização de amostras de pasta de cimento com dimensões muito reduzidas – tipicamente até 10g em calorímetros de ar e até 30g em calorímetros de água –, de modo a não ocorrerem gradientes de temperatura no interior da amostra, garantido assim as condições isotérmicas. Este requisito apresenta-se como a principal desvantagem dos calorímetros isotérmicos face aos adiabáticos e semi-adiabáticos, uma vez que a utilização de amostras de pasta de cimento para definir o comportamento calorimétrico de betões nem sempre conduz a resultados realistas, nomeadamente quando na mistura estão envolvidos adjuvantes. No entanto as vantagens que a calorimetria isotérmica apresenta face às restantes técnicas calorimétricas compensam esta limitação, pois além de ser a única a permitir medir directamente a grandeza pretendida – a taxa de calor gerado –, possibilita ainda a determinação da energia de activação aparente (parâmetro central para aplicação da lei de Arrhenius) a partir de ensaios realizados a diferentes temperaturas (Wadsö, 2003).

Na presente dissertação foi utilizada esta técnica para aferição do potencial de geração de calor de cimentos na fase de hidratação, utilizando para o efeito um Calorímetro Isotérmico JAF da *Wexham Developments*, adquirido no âmbito do Projecto de Investigação POCI/ECM/56458/2004 financiado pela FCT. Com este

equipamento procedeu-se à aferição dos vários parâmetros intervenientes na lei de Arrhenius (equação [2.7]).

2.3 Modelo mecânico

A partir da determinação dos campos da temperatura e do grau de hidratação através da resolução do problema térmico pode proceder-se à análise mecânica da estrutura de betão, com vista à determinação das deformações internas e correspondentes tensões (ou esforços). Nesta análise é necessário fazer intervir o carácter evolutivo das propriedades mecânicas do betão, os fenómenos de viscoelasticidade (fluência ou relaxação), as restrições exteriores e as deformações impostas (retracção), entre outros aspectos (Azenha, 2004).

A caracterização da evolução das propriedades do betão durante a hidratação do cimento é essencial no que se refere às análises mecânicas, pois como a cinética da reacção de hidratação do cimento é de natureza termo-activada, a evolução das propriedades mecânicas do betão não depende apenas da variável tempo (idade), mas também do historial de temperaturas a que se dá a cura. Para esse efeito são normalmente utilizadas duas metodologias alternativas que permitem a contabilização simultânea dos efeitos do tempo e do historial de temperaturas, sendo uma baseada no conceito do Grau de Hidratação e a outra baseada no conceito da Maturidade (Idade Equivalente).

2.3.1 Grau de hidratação

Devido às fortes transformações que a nível micro-estrutural ocorrem no betão durante a hidratação do cimento, as características mecânicas do material registam uma marcada evolução que pode ser descrita em função do grau de hidratação α . Expressando esta dependência para as principais propriedades mecânicas do betão, nomeadamente a resistência à tracção $f_{ct}(\alpha)$, a resistência à compressão $f_c(\alpha)$ e o módulo de elasticidade $E_c(\alpha)$, obtêm-se as seguintes equações (Rostásy *et al.*, 2001):

$$f_{ct}(\alpha) = f_{ct1} \left(\frac{\alpha - \alpha_0}{1 - \alpha_0} \right) \quad [2.9]$$

$$f_c(\alpha) = f_{c1} \left(\frac{\alpha - \alpha_0}{1 - \alpha_0} \right)^{\frac{2}{3}} \quad [2.10]$$

$$E_c(\alpha) = E_1 \left(\frac{\alpha - \alpha_0}{1 - \alpha_0} \right)^{\frac{1}{2}} \quad [2.11]$$

em que α_0 é o grau de hidratação abaixo do qual as propriedades mecânicas do betão são consideradas nulas (corresponde ao início da fase em que o betão pode começar a ser modelado como um sólido).

2.3.2 Maturidade

De acordo com a lei da Maturidade definida por Saul (D'Aloia, 2002): “... *dois betões com a mesma composição e com o mesmo grau de maturidade têm a mesma resistência, qualquer que seja o historial de temperaturas que conduziu a esse grau de maturidade*”.

A expressão da maturidade pode ser traduzida na seguinte forma:

$$M(t, T) = \int_0^t K(T(\tau)) d\tau \quad [2.12]$$

em que

- $M(t, T)$ - maturidade no instante t para um historial de temperaturas $H(T)$
- $T(\tau)$ - historial de temperaturas (K) com $\tau \in [0, t]$
- $K(T)$ - constante da cinética da reacção à temperatura T

Normalmente quando se fala da maturidade surge também o conceito de Idade Equivalente, que permite atribuir um significado mais imediato à noção de maturidade. Assim, a idade equivalente t_{eq} representa a idade de cura a uma temperatura de referência, normalmente 20°C, que conduziria num dado betão às mesmas resistências registadas sob um historial de temperaturas variáveis (ou diferentes de 20°C). Por outras palavras, t_{eq} corresponde ao tempo durante o qual um dado betão tem de ser curado à temperatura de referência para atingir o valor da maturidade alcançado em condições

reais de cura. Aplicando este conceito a um historial de temperaturas qualquer é possível deduzir a idade equivalente a partir da equação [2.12], isto é,

$$M(t, T) = \int_0^t K(T(\tau)) d\tau = \int_0^{t_{eq}} K(T_{ref}) d\tau = M(t_{eq}, T_{ref}) = K(T_{ref}) t_{eq} \quad [2.13]$$

em que

$M(t_{eq}, T_{ref})$ - maturidade na idade equivalente t_{eq} para a temperatura de referência T_{ref}

Rescrevendo a equação [2.13] resulta

$$t_{eq} = \int_0^t \frac{K(T(\tau))}{K(T_{ref})} d\tau \quad [2.14]$$

Sabendo que a cinética da reacção de hidratação do cimento presente num dado betão pode ser traduzida de acordo com uma lei experimental de Arrhenius, é possível determinar a constante $K(T)$ da cinética da reacção de hidratação à temperatura T a partir da seguinte equação

$$K(T) = A e^{-\frac{E_a}{RT}} \quad [2.15]$$

em que A é uma constante de proporcionalidade (1/s) e E_a é a já definida energia de activação, a qual traduz a sensibilidade da reacção de hidratação à temperatura. A correcta definição desta entidade é fulcral para as simulações numéricas do comportamento do betão nas primeiras idades, sendo normalmente determinada a partir de ensaios experimentais calorimétricos, tal como se descreverá no Capítulo 3.

Substituindo a equação [2.15] na equação [2.14] obtém-se finalmente

$$t_{eq} = \int_0^t e^{-\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T(\tau)} - \frac{1}{T_{ref}} \right)} d\tau \quad [2.16]$$

Uma vez que tanto a evolução das propriedades mecânicas do betão como a evolução das temperaturas registadas ao longo da hidratação do cimento estão ligadas ao conceito da Maturidade, é possível utilizar o conceito da Idade Equivalente baseado no historial de temperaturas expresso pela equação [2.16] para prever o desenvolvimento das resistências do betão nas primeiras idades. Na Figura 2.2 está ilustrada a aplicação deste

método, onde se pode observar que, uma vez conhecido o real historial de temperaturas $T_2(t)$ a que o betão esteve sujeito até um dado instante t_2 , se pode determinar a respectiva idade equivalente t_{eq} para a temperatura de referência de 20°C utilizando a equação [2.16]. Possuindo a caracterização da evolução da resistência do betão à temperatura de referência, a resistência do betão que esteve sujeito ao historial de temperaturas $T_2(t)$, e que tem a idade equivalente t_{eq} , pode então ser estimada com base naquela evolução (Figura 2.2c). A evolução das propriedades mecânicas para a temperatura de referência é normalmente obtida através do ensaio de cilindros curados à temperatura de 20°C.

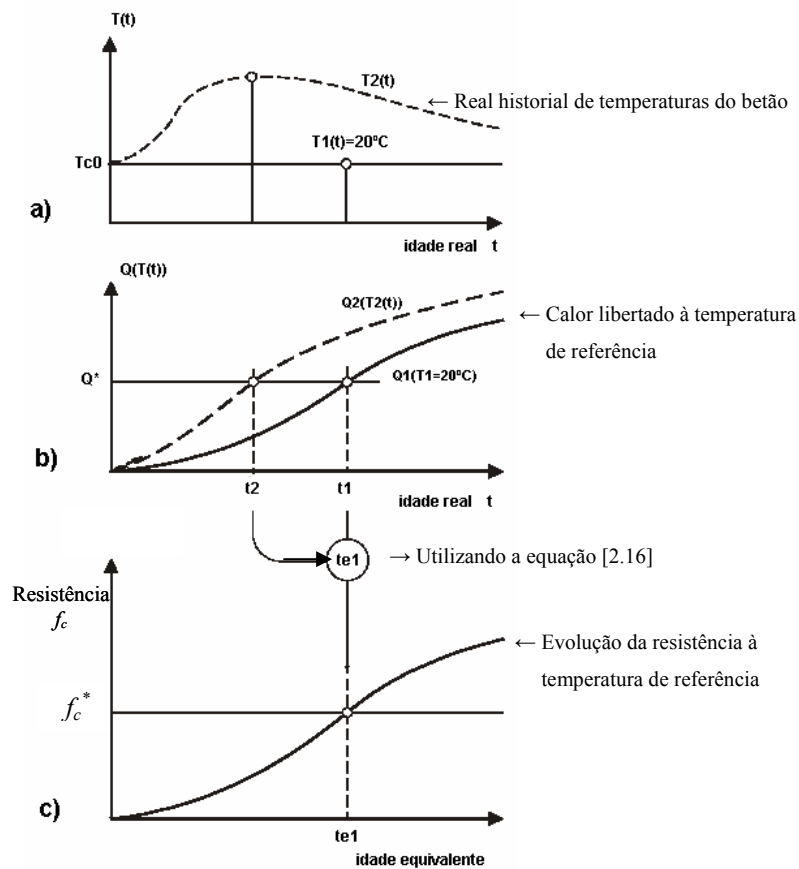


Figura 2.2 – Utilização do método da Idade Equivalente (Azenha, 2004).

2.3.3 Evolução da resistência à compressão

No EC2 é sugerida uma lei de evolução da resistência à compressão do betão com base no conceito da Idade Equivalente que apresenta o seguinte formato

$$f_{cm}(t) = \beta_{cc}(t) f_{cm} \quad [2.17]$$

$$\beta_{cc}(t) = e^{\left[1 - \left(\frac{28}{t}\right)^{\frac{1}{2}}\right]^s} \quad [2.18]$$

em que

f_{cm} - resistência média à compressão do betão aos 28 dias (cura a 20°C)

$f_{cm}(t)$ - resistência média à compressão do betão à idade t

t - idade do betão (deverá ser utilizada a idade equivalente, em dias)

$\beta_{cc}(t)$ - coeficiente que depende da idade do betão

s - coeficiente que depende do tipo de cimento utilizado:

$s = 0.20$ - cimentos de alta resistência de presa rápida (CEM 42.5R, 52.5N e 52.5R)

$s = 0.35$ - cimentos normais e de presa rápida (CEM 32.5R, CEM 42.5N)

$s = 0.38$ - cimentos de presa lenta (CEM 32.5N)

2.3.4 Evolução da resistência à tracção

No que diz respeito à evolução da resistência à tracção do betão a partir do conceito da Idade Equivalente o EC2 sugere a utilização seguinte expressão

$$f_{ctm}(t) = \left(\beta_{cc}(t)\right)^{\alpha} f_{ctm} \quad [2.19]$$

em que

f_{ctm} - resistência à tracção média do betão aos 28 dias (cura a 20°C)

$f_{ctm}(t)$ - resistência média à tracção do betão à idade t

$\beta_{cc}(t)$ - determinado a partir da equação [2.18]

α - coeficiente que depende da idade do betão:

$\alpha = 1$ se $t < 28$ e $\alpha = 2/3$ se $t \geq 28$

2.3.5 Evolução do módulo de elasticidade

Para traduzir a evolução do módulo de elasticidade do betão com base no conceito da Idade Equivalente o EC2 propõe a seguinte expressão

$$E_{cm}(t) = (f_{cm}(t)/f_{cm})^{0.3} E_{cm} \quad [2.20]$$

em que

E_{cm} - módulo de elasticidade médio do betão aos 28 dias (cura a 20°C)

$E_{cm}(t)$ - módulo de elasticidade médio do betão à idade t

2.3.6 Influência da temperatura de cura na evolução das propriedades mecânicas

Conforme apontado a propósito dos conceitos de Grau de Hidratação, Maturidade e Idade Equivalente, o desenvolvimento da resistência do betão nas primeiras idades é fortemente condicionado pela temperatura de cura. De facto, como a hidratação do cimento envolve um conjunto de reacções químicas termo-activadas, cujos produtos originam a formação de um esqueleto sólido, a evolução da hidratação, e portanto o desenvolvimento da resistência do betão, são dependentes da temperatura (Chanvillard e D'Aloia, 1997). Como já referido, a cinética da reacção de hidratação do cimento pode ser traduzida por uma lei de Arrhenius, pelo que um aumento da temperatura de cura resulta numa aceleração do desenvolvimento da resistência do betão, enquanto uma diminuição daquela resulta numa desaceleração do processo de hidratação, e por consequência num atraso do desenvolvimento da resistência (ver Figura 2.3).

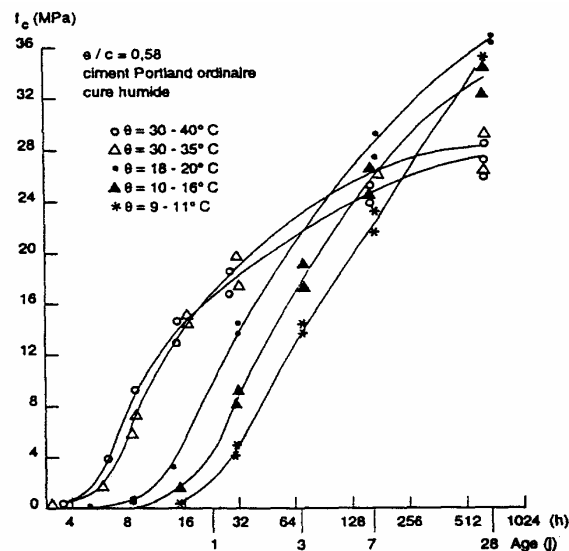


Figura 2.3 – Evolução da resistência à compressão para diferentes temperaturas de cura (Torrenti, 1992)

Estas considerações não devem, porém, conduzir à conclusão errónea de que a elevação da temperatura de cura seja favorável de todos os pontos de vista. De facto, é

já amplamente reconhecido (Breugel, 1998) que o aumento da temperatura de cura provoca um aumento a curto prazo da resistência do betão, mas igualmente uma diminuição da resistência à compressão a longo prazo, como documentado na Figura 2.3. A aceleração da reacção de hidratação induz, portanto, uma microestrutura com maior porosidade capilar, que redundará numa perda de resistência a longo prazo. Este aspecto desfavorável da elevação da temperatura, como facilmente se compreende, não é contemplado por nenhum dos métodos acima referidos (Grau de Hidratação, Maturidade e Idade Equivalente) para previsão da evolução das propriedades mecânicas do betão.

2.3.7 Fluência

A caracterização do comportamento visco-elástico do betão é reconhecidamente um tópico essencial para a análise de estruturas em condições de serviço. Nas primeiras idades, durante as quais o betão em formação apresenta um comportamento marcadamente viscoso, a fluência torna-se mesmo um fenómeno com papel determinante no desenvolvimento das tensões no material. Por este facto, e para ter em conta o comportamento visco-elástico próprio das primeiras idades, é necessário adoptar modelos de fluência que em simultâneo possam também atender à natureza evolutiva das propriedades mecânicas do betão.

Os modelos de fluência mais correntemente utilizados, de base fenomenológica, recorrem a leis que relacionam a tensão $\sigma(t')$ aplicada num instante t' com a deformação total $\varepsilon_{tot}(t, t')$ para cada instante t sob a forma

$$\varepsilon_{tot}(t, t') = J(t, t') \sigma(t') \quad [2.21]$$

sendo $J(t, t')$ a função de fluência.

A fluência do betão é usualmente separada em fluência básica e de secagem, sendo que a primeira ocorre em condições sem variação de humidade, enquanto que a fluência de secagem se verifica em peças nas quais é permitida a secagem.

Nas simulações do comportamento do betão nas primeiras idades considera-se uma boa aproximação, para estruturas de médio ou grande porte, ter em conta apenas a fluência básica, uma vez que no período de tempo em análise o fenómeno da secagem

afecta uma zona muito superficial do betão, de apenas 1 ou 2cm (Emborg, 1998, Rostásy *et al.*, 2001).

Assim, e para os fins a que se destina o presente trabalho, é razoável utilizar leis que apenas reproduzem a fluência básica, tal como a Lei da Dupla Potência de Bazant-Panula, aqui seleccionada por se adaptar bem à modelação numérica do betão nas primeiras idades (Atrushi, 2003). Embora a primeira versão desta lei tenha sido proposta por Bazant e Panula em 1978 (Póvoas, 1991), a versão actual da Lei da Dupla Potência para simulação do comportamento do betão nas primeiras idades utiliza uma função de fluência $J(t, t')$ que para uma temperatura de referência em torno dos 23°C pode ser expressa por

$$J(t, t') = \frac{1}{E_0} + \frac{\phi_1}{E_0} \left((t')^{-m} + \alpha_{DPL} \right) (t - t')^n \quad [2.22]$$

em que

- E_0 - módulo de elasticidade assintótico em t' (para cargas de curta duração)
- n - parâmetro que tem em conta a composição do betão
- m - parâmetro tem em conta a resistência à compressão
- α_{DPL} - parâmetro que tem em conta a relação w/c
- ϕ_1 - parâmetro que tem em conta o tipo de cimento utilizado
- t - idade (dias)
- t' - idade do carregamento (dias)

Os vários parâmetros desta função $J(t, t')$ podem ser determinados experimentalmente, como será ilustrado no Capítulo 4. Chama-se à atenção que na presente dissertação se adoptou para o parâmetro α_{DPL} o valor nulo, uma vez que após uma análise preliminar se verificou que tem um efeito desprezável no comportamento da função $J(t, t')$.

3 CARACTERIZAÇÃO TÉRMICA

3.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados os resultados da campanha experimental realizada com o Calorímetro Isotérmico JAF, com o objectivo de efectuar uma caracterização sistemática das propriedades calorimétricas dos cimentos comercializados em Portugal por uma empresa aqui designada por *Empresa A*.

Antes desta campanha foram realizados vários testes de calibração, onde para além de se procurarem identificar as principais potencialidades e limitações do calorímetro, se estabeleceram os procedimentos padrão para a preparação das amostras e execução dos ensaios, bem como para a detecção de eventuais anomalias. Estes procedimentos encontram-se descritos em Silva *et al.* (2006c).

A referida campanha consistiu na realização de ensaios isotérmicos a 20°C, 30°C, 40°C, 50°C e 60°C com os cimentos comerciais que a *Empresa A* produz para o mercado português, tendo sido analisados os seguintes aspectos:

- Repetibilidade dos ensaios calorimétricos em cimentos do mesmo tipo, origem e lote;

- Repetibilidade das propriedades calorimétricas de cimentos do mesmo tipo mas de proveniências diferentes;
- Caracterização da taxa de calor gerado \dot{Q} ao longo da reacção de hidratação;
- Caracterização do calor gerado acumulado Q ao longo da reacção de hidratação;
- Determinação de $f(\alpha)$ e do parâmetro a da lei de Arrhenius;
- Determinação da energia de activação aparente E_a .

Os dois últimos aspectos dão resposta a um objectivo importante de todo este trabalho, pois conhecida a função $f(\alpha)$, a energia de activação aparente E_a e o parâmetro a , a lei de Arrhenius fica totalmente definida, e assim caracterizado o potencial de geração de calor dos correspondentes cimentos. Esta informação é fulcral para a utilização de modelos térmicos na análise de estruturas de betão nas primeiras idades.

3.2 Tipo de ensaio isotérmico realizado

3.2.1 Descrição geral do calorímetro JAF

Tal como já anteriormente referido neste trabalho utilizou-se um Calorímetro Isotérmico JAF, cujo princípio geral de funcionamento consiste na medição do calor produzido numa amostra de pasta de cimento que hidrata sob condições em que a temperatura é mantida constante, através da condução para o exterior da amostra do calor gerado na hidratação, sendo este medido com recurso a sensores de fluxo de calor. Estes são essencialmente termopilhas, que produzem um sinal eléctrico de saída (em mili-volts) proporcional ao fluxo de calor que as atravessa. A conversão desse sinal eléctrico em calor gerado é conseguida à custa de uma calibração, em que se procede à colocação de uma resistência eléctrica no interior da amostra de pasta de cimento, que quando atravessada por uma corrente conhecida gera calor. Este calor gerado é registado nos sensores de fluxo de calor, obtendo-se assim uma curva que permitirá efectuar a calibração do calorímetro, convertendo o sinal eléctrico em calor.

O calorímetro isotérmico JAF é constituído fundamentalmente por um banho principal, um banho secundário, uma unidade de refrigeração, um módulo de interface, um PC e duas unidades calorimétricas, como mostra a Figura 3.1.

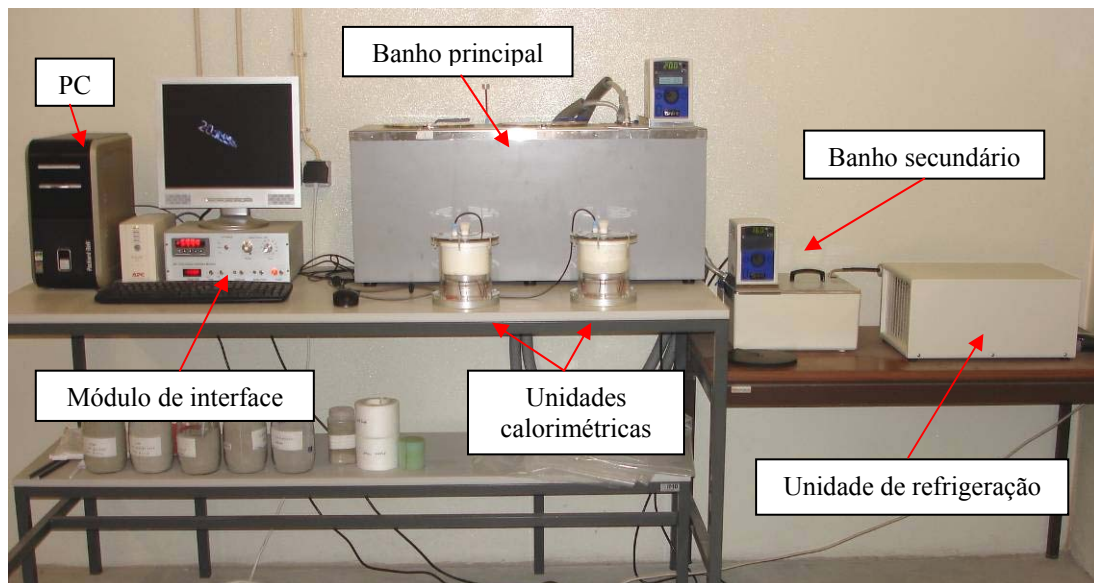


Figura 3.1 – Principais constituintes do calorímetro JAF

As condições isotérmicas são conseguidas à custa da imersão das unidades calorimétricas (UC) num banho principal com aproximadamente 100 litros de água, cuja temperatura é mantida constante. Este equipamento permite efectuar ensaios isotérmicos a qualquer temperatura entre 10 e 60°C. Os ensaios com banhos a temperaturas inferiores à ambiente são conseguidos fazendo intervir um banho secundário, cuja principal função é promover o arrefecimento do banho principal. A água no banho secundário é por sua vez arrefecida à custa de uma unidade de refrigeração, sendo possível baixar a temperatura da água do banho secundário até 0°C.

O equipamento possui duas UC, no interior das quais são colocadas amostras de pastas de cimento, o que torna possível o ensaio de duas amostras em simultâneo. As UC encontram-se ligadas a um módulo de interface, que estabelece a ligação ao PC. Desta forma é garantida a gravação no PC da potência do sinal eléctrico que atravessa os sensores de fluxo de calor, desde as milésimas até às dezenas de mW, de forma discreta ao longo do tempo.

Com este calorímetro é possível determinar o calor gerado por uma amostra de pasta de cimento ao longo de todo o processo de hidratação. De acordo com Beek (2000), Breugel (1991), Lura (2000) e Maekawa *et al.* (1999), o processo de hidratação é constituído por três fases: período inicial, período intermédio e período tardio, como mostra a Figura 3.2. De uma forma muito simplificada o período inicial diz respeito à reacção de hidratação da fase aluminato (C_3A), enquanto que ao período intermédio e tardio correspondem as reacções de hidratação da alite (C_3S) e da belite (C_2S).

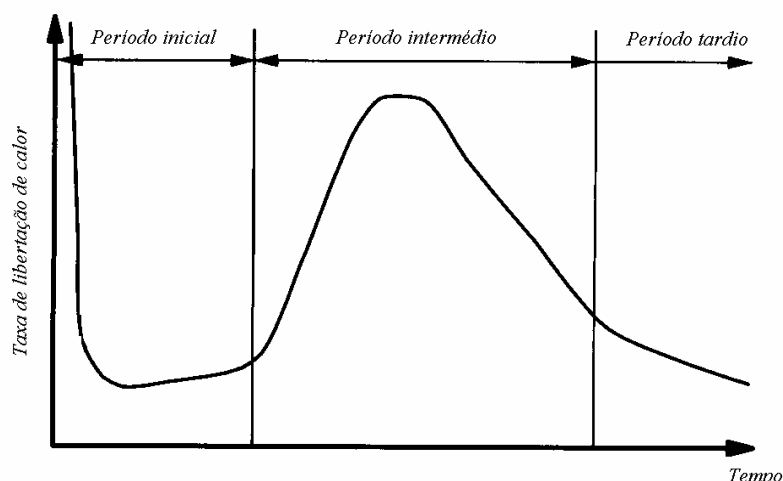


Figura 3.2 – Libertação de calor durante a hidratação do cimento (Maekawa *et al.*, 1999)

Utilizando o calorímetro JAF é possível medir o calor gerado no período inicial da reacção de hidratação do cimento, utilizando Amostras Pequenas (1g) e o denominado Método de Injecção. Por sua vez o calor gerado durante o período intermédio e tardio é avaliado com recurso ao Ensaio de Amostras Padrão (Silva *et al.*, 2006c), em que cada amostra tem uma massa de 30g.

Na campanha experimental que será apresentada foram utilizadas unicamente Amostras Padrão, uma vez que o calor gerado durante o período inicial ocorre nos primeiros 5 minutos após a adição da água ao cimento. Assim este calor inicial é normalmente libertado numa fase em que o betão se encontra ainda na misturadora (excepto em casos de betão projectado por via seca), não influenciando o comportamento térmico do betão a partir do instante em que é lançado nos moldes e cofragens. Tendo em vista a análise de estruturas reais de betão nas primeiras idades importa sobretudo conhecer o calor gerado nos períodos intermédio e tardio, o que torna desnecessário o recurso ao Método de Injecção.

No calorímetro isotérmico JAF cada unidade calorimétrica é constituída essencialmente por uma série de sensores de fluxo de calor (termopilhas). Estas não são mais do que módulos de bombas termo-eléctricas de calor (Peltier) construídas com N e P elementos, de um material semiconductor conhecido na bibliografia por Telureto de Bismuto[†]. Estes sensores são revestidos com placas cerâmicas de modo a permitir a

[†] O Telureto de Bismuto é um composto termoelectrico semiconductor, que consiste em átomos de Bismuto formando um cristal hexagonal fechado com átomos de Telureto ocupando dois tipos de posição: ligação iónica covalente e ligação fraca de van der Waals.

respectiva colagem sobre o elemento dissipador de calor (base da UC), construído em alumínio (ver Figura 3.3).

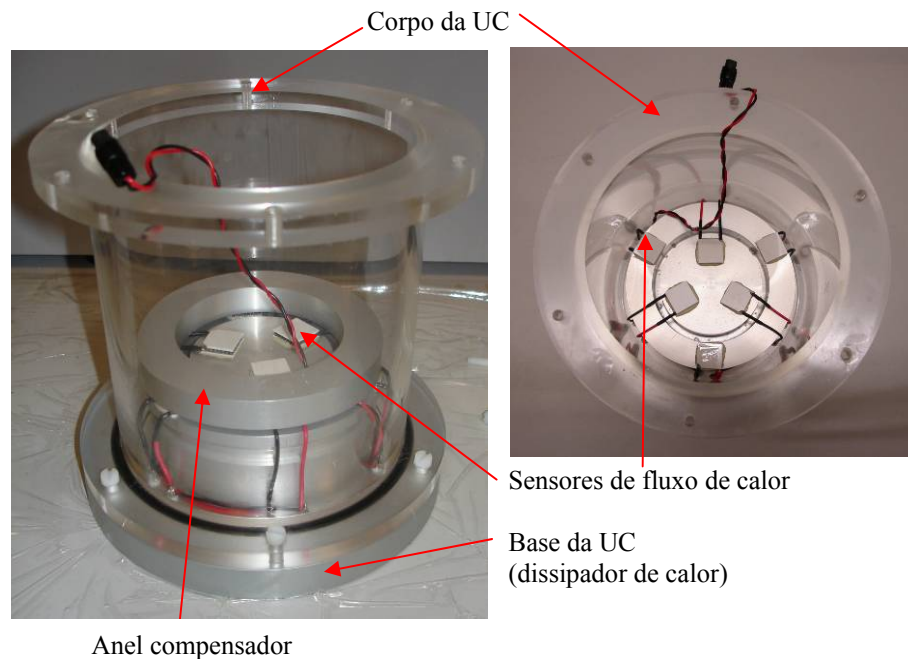


Figura 3.3 – Unidade Calorimétrica (UC) e posicionamento dos sensores de fluxo de calor

Por cada UC são utilizados dois módulos de sensores de fluxo de calor, possuindo cada um três sensores. Estes módulos encontram-se ligados entre si com os sinais de saída conectados em oposição (o pólo positivo do módulo interior liga ao negativo do módulo exterior e vice-versa). Existe um módulo interior que suporta o recipiente em alumínio que contém a amostra, e um módulo exterior que suporta um anel compensador em alumínio, possuindo este a mesma inércia térmica que o recipiente da amostra (ver Figura 3.3). Utilizando este sistema é possível automaticamente eliminar fenômenos externos que afetam a medição do sinal, uma vez que qualquer perturbação no interior da UC irá influenciar a amostra e o anel de compensação de forma idêntica (porque têm a mesma inércia térmica), o que possibilita o cancelamento dessas perturbações, uma vez que os respectivos sensores estão ligados diretamente e em oposição de fase.

A UC é basicamente constituída por um cilindro oco em acrílico (corpo principal), que é selado inferiormente por uma base em alumínio e superiormente por um tampa em acrílico (ver Figura 3.4). A selagem é garantida com recurso a parafusos em acrílico posicionados nas flanges existentes no corpo principal, bem como um anel de borracha ('O' ring) colocado entre os corpos a unir, de modo a garantir uma estanqueidade perfeita.

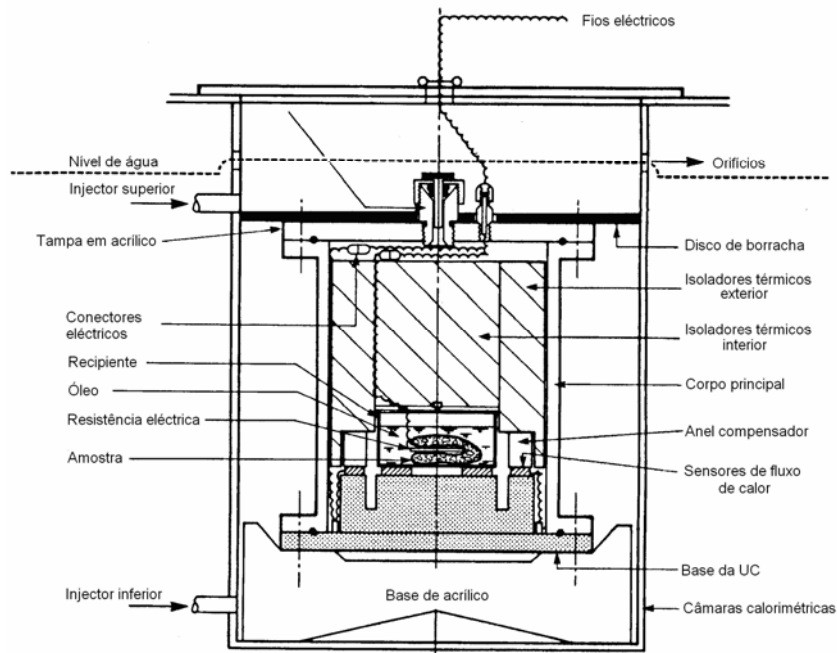


Figura 3.4 – Vista interior da câmara calorimétrica

No interior da UC são colocados dois isoladores térmicos, cuja função é a de garantir que o calor gerado na hidratação da pasta de cimento seja conduzido para a base em alumínio do calorímetro, e assim todo o calor gerado passe pelos sensores de fluxo de calor, como mostra a Figura 3.5. Um dos isoladores é um cilindro oco de poliestireno (cor branca), que é colocado dentro do calorímetro encostado às paredes do corpo em acrílico, cuja função é a de minimizar os movimentos térmicos no ar. O segundo cilindro, de cor verde, é aplicado após a colocação da amostra no interior da UC, e sobre esta, de modo a impedir o calor de escapar pela parte superior da unidade calorimétrica.



Figura 3.5 – Isoladores térmicos

3.2.2 Ensaio de amostras padrão

Tal como já se referiu, na presente dissertação o tipo de ensaio utilizado para a caracterização térmica foi o ensaio de amostras padrão, pelo que agora se apresentará uma breve descrição de como este é realizado.

O conteúdo em cimento a ensaiar (normalmente 30 gramas) é colocado no interior de um saco plástico de polietileno, sendo posteriormente adicionada, com o auxílio de uma seringa, a quantidade de água necessária para se atingir a relação água/cimento (w/c) pretendida. O procedimento de pesagem e junção da água pode ser observado na Figura 3.6.



Figura 3.6 – Pesagem do cimento e da água

Seguidamente procede-se à mistura da água com o cimento, mistura esta que é efectuada manualmente dentro do saco plástico até se obter uma pasta homogénea, como mostra a Figura 3.7a. Uma vez feita a mistura o saco é fechado à custa de termo-soldagem, como mostra a Figura 3.7b. De seguida a amostra é colocada no interior do recipiente para a amostra padrão (ver Figura 3.8), juntamente com um óleo electricamente não condutor, sendo a principal função deste garantir uma fácil condução do calor gerado pela amostra para a base da UC.

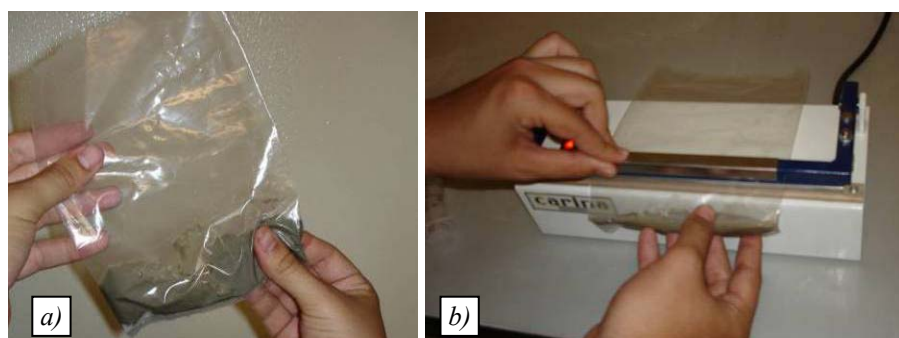


Figura 3.7 – Homogeneização da pasta de cimento

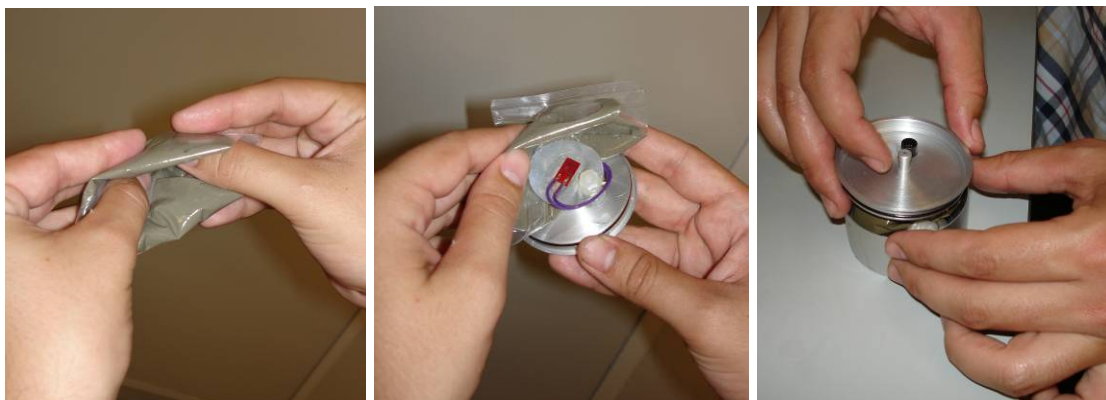


Figura 3.8 – Colocação da amostra padrão no recipiente de ensaio

O recipiente para ensaiar amostras padrão, ilustrado na Figura 3.8, é constituído por uma base cilíndrica e por uma tampa de alumínio anodizado. Ligada à tampa existe uma chapa muito fina de alumínio, na qual está colada uma resistência eléctrica de 1000Ω , que durante a fase de calibração irá gerar calor de modo a poderem ser obtidas as constantes de calibração que permitem converter o sinal eléctrico dos sensores de fluxo em calor gerado. Assim, a amostra padrão deve ser colocada no interior do recipiente de modo a envolver a resistência de calibração. Esta resistência encontra-se ligada a uma ficha posicionada na tampa do recipiente. Uma vez fechado o recipiente que contém a amostra padrão, é estabelecida a ligação dos fios eléctricos que atravessam a tampa do calorímetro aos sensores de fluxo de calor e à resistência usada na calibração. O recipiente que contém a amostra deve então ser introduzido no interior da UC, sobre o módulo central dos sensores de fluxo de calor, como mostra Figura 3.9. Por sua vez, o anel de compensação deve ser posicionado sobre o módulo exterior dos sensores de fluxo de calor. Sobre o anel de compensação e sobre a amostra são colocados os isoladores térmicos.

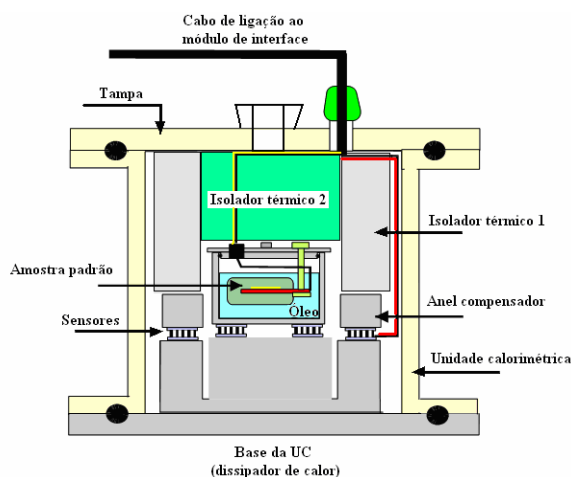


Figura 3.9 – Vista interior da UC durante o ensaio de uma amostra padrão

A UC é então fechada e colocada no interior do banho principal, dando-se início ao ensaio e à aquisição de dados. O ensaio cessa normalmente após 3 a 7 dias, consoante o objectivo pretendido. Atingido um valor residual do calor gerado procede-se à calibração e posteriormente ao tratamento de resultados.

3.2.3 Banho principal

O banho principal está contido num tanque de aço inoxidável, fechado superiormente por uma tampa igualmente neste material. O tanque é isolado termicamente nas faces laterais e na base. Na face superior existem duas cavidades circulares, que permitem a introdução das duas UC no banho principal (ver Figura 3.10). Após a colocação das UC aquelas cavidades são fechadas com recurso a tampas em aço inoxidável. Imediatamente abaixo das tampas das cavidades existem então dois cilindros de polipropileno: as câmaras calorimétricas. Estas possuem dois injectores de água, um junto à base e outro junto à superfície (ver Figura 3.4 e Figura 3.10). A água é conduzida para os injectores à custa de uma bomba existente na parte inferior da unidade eléctrica de controlo da temperatura do banho. O injector superior está sempre em funcionamento durante todo o ensaio, enquanto que o da base é controlado por uma válvula situada no topo do tanque. Assim, quando é introduzida uma UC no respectivo cilindro de polipropileno os dois injectores devem estar em funcionamento, até que no interior do cilindro seja atingida uma temperatura estável. Atingida esta estabilidade procede-se ao fecho da válvula da base, de modo a criar uma coluna de água estável na base e em torno da UC: para este efeito coloca-se a UC sobre uma base de acrílico (ver Figura 3.4), sob a qual é permitida a circulação da água. Sobre a UC coloca-se também um disco de borracha, diminuindo desta forma as flutuações de água provocadas pelo injector superior.

No cilindro de polipropileno existem também orifícios posicionados acima do nível de água do banho principal, o que permite que água seja renovada na parte superior da UC, contribuindo para a estabilidade do ensaio (ver Figura 3.10).

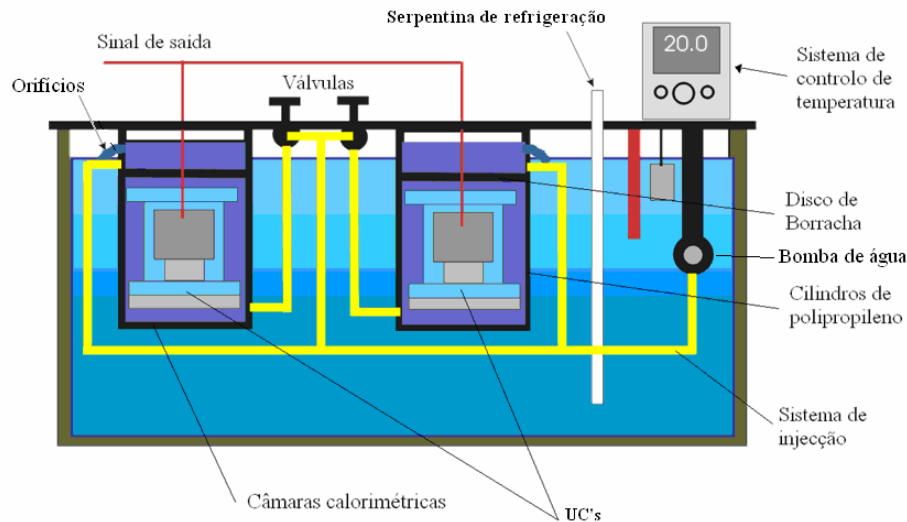


Figura 3.10 – Vista interior do reservatório do banho principal

A circulação da água no interior do banho principal é efectuada com o auxílio de uma bomba colocada na parte inferior da unidade de controlo eléctrico de temperatura. O controlo da temperatura é conseguido à custa de um aquecimento e arrefecimento contínuo da água do banho principal: o aquecimento é efectuado com recurso a uma resistência eléctrica incorporada na unidade de controlo de temperatura, enquanto que o arrefecimento é assegurado pela passagem da água numa serpentina de refrigeração (ver Figura 3.10). Assim, existem na tampa do tanque do banho principal duas tomadas de água, que correspondem à entrada e saída da serpentina de refrigeração (ver Figura 3.11). Esta está ligada a um banho secundário, que tem a água a uma temperatura inferior à do banho principal, como se verá no subcapítulo seguinte.



Figura 3.11 - Unidade de controlo da temperatura e tomadas de água do banho principal

3.2.4 Banho secundário

O banho secundário (ver Figura 3.12) é constituído por um tanque em aço inoxidável, de dimensões mais reduzidas do que o do banho principal, isolado termicamente nas faces laterais e na base. A sua função é promover o arrefecimento do banho principal, de modo a ser possível efectuar ensaios isotérmicos a temperaturas inferiores à ambiente. Tal é conseguido colocando a água do banho secundário a uma temperatura 3-5°C inferior à do banho principal, fazendo-a depois circular na serpentina de refrigeração do banho principal.

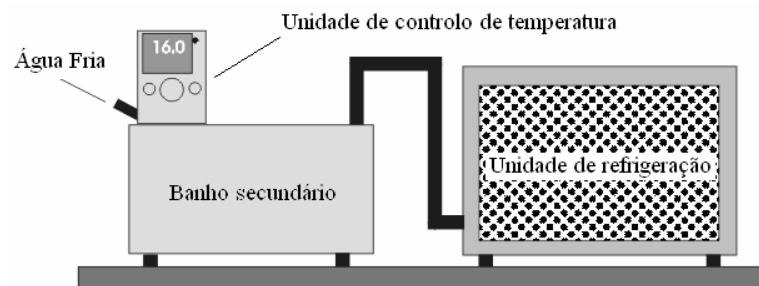


Figura 3.12 – Banho secundário

De modo a que o banho secundário tenha temperaturas inferior à ambiente e à do banho principal, a água tem de ser arrefecida utilizando para isso uma unidade de refrigeração. Assim, no banho secundário é introduzida uma serpentina que está ligada a uma unidade de refrigeração (ver Figura 3.12 e pormenor na Figura 3.13). Com este princípio de funcionamento é então possível garantir que a água do reservatório secundário possa estar a uma temperatura de 0°C, com a temperatura ambiente a 35°C.



Figura 3.13 – Serpentina de refrigeração do banho secundário

3.2.5 Módulo de interface calorímetro-PC

O calorímetro encontra-se ligado a um módulo de interface (ver Figura 3.1), que serve de ligação daquele a um computador pessoal. Desta forma é garantida a gravação no PC da evolução da taxa de geração de calor ao longo do tempo. Os dados são tratados por um software (*Data Collection*) que permite a gravação e visualização dos resultados em tempo real no PC. O módulo de interface permite ainda assegurar que todos os fios estão bem ligados ao calorímetro através de um teste de continuidade, antes de introduzir as UC no banho principal. Para além disso possibilita que os sinais provenientes do calorímetro sejam constantemente monitorizados durante o teste no PC.

3.2.6 Fundamentos do calorímetro isotérmico

3.2.6.1 Termodinâmica

Os fundamentos teóricos que estão na base do funcionamento do calorímetro isotérmico serão descritos em continuação, especificando-se igualmente de que forma é possível converter o sinal eléctrico dos sensores de fluxo de calor na taxa de calor gerado \dot{Q} , que é a entidade pretendida. A referida conversão é conseguida à custa da colocação no interior da amostra de uma resistência eléctrica, que quando atravessada por uma corrente conhecida gera um calor conhecido.

Normalmente os calorímetros são calibrados de duas maneiras possíveis (Wadsö, 2003):

- **Calibração em estado estável** – Neste tipo de calibração é introduzido calor na amostra à custa de uma resistência eléctrica colocada no interior, até que o sinal dos sensores de fluxo de calor atinja um valor estável. Conhecendo a potência gerada pela resistência e o sinal de saída dos sensores, é possível calibrar o calorímetro.
- **Calibração no pico** – Neste tipo de calibração é introduzido na amostra calor à custa de uma resistência eléctrica durante um determinado período de tempo, e através da integração do sinal de saída é possível calibrar o calorímetro.

O calorímetro isotérmico JAF utiliza uma Calibração em Estado Estável, que é efectuada no final de cada ensaio.

De modo a clarificar o funcionamento de um calorímetro isotérmico idealize-se então o que ocorre no interior deste quando se está a ensaiar uma amostra de cimento em hidratação: quando a água começa a reagir com o cimento, e devido ao carácter exotérmico da reacção de hidratação, produz-se uma certa quantidade de calor ΔQ num intervalo de tempo Δt , cujo cociente fornece uma estimativa da taxa de calor gerado \dot{Q} . Relativamente à temperatura T_0 da base da UC, o incremento de calor ΔQ provoca um aumento da temperatura da amostra para T_i , como mostra a Figura 3.14. A diferença de temperatura ΔT entre a amostra e a base do calorímetro é então:

$$\Delta T = T_i - T_0 \quad [3.1]$$

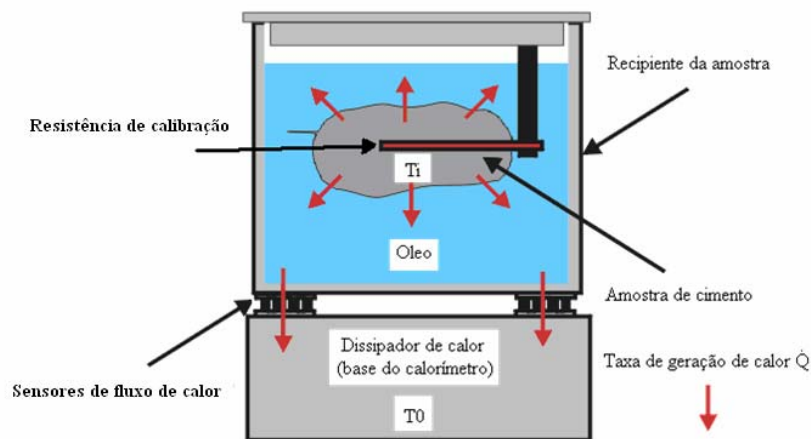


Figura 3.14 – Fluxo de calor no interior do calorímetro na fase de calibração

Apesar de o ensaio ser teoricamente isotérmico, na realidade para que seja produzido sinal nos sensores de fluxo de calor é necessário existir um gradiente de temperatura ΔT . O que caracteriza o nível de isothermia de um dado calorímetro é a condutibilidade térmica dos sensores. Assim, os sensores de fluxo de calor são escolhidos de modo a que num determinado ensaio isotérmico, e quando a taxa de geração de calor for máxima, o gradiente de temperaturas entre a amostra e o dissipador de calor seja inferior a 0.1°C . Este gradiente máximo de temperatura é de tal forma pequeno que pouco influencia os resultados e a natureza essencialmente isotérmica do ensaio.

Os sensores de fluxo de calor não são mais do que termopilhas, que produzem um sinal eléctrico de saída proporcional ao gradiente de temperatura gerado pelo fluxo de calor que os atravessa, isto é:

$$\dot{E}_s = k_s \Delta T \quad [3.2]$$

em que

- \dot{E}_s - Taxa de energia (W) que atravessa os sensores de fluxo de calor
(igual ao sinal de saída destes)
- k_s - Constante de proporcionalidade dos sensores

Na presença de gradientes de temperatura haverá condução de calor da amostra para o dissipador, criando-se assim um fluxo de calor unidireccional como ilustra a Figura 3.14. Admitindo então que o calorímetro é um sistema fechado, de acordo com a Primeira Lei da Termodinâmica tem-se:

$$\dot{E}_{in} + \dot{E}_g - \dot{E}_{out} = \dot{E}_{st} \quad [3.3]$$

$$\dot{E}_g = \dot{Q} dx dy dz \quad [3.4]$$

$$\dot{E}_{st} = \rho c \frac{\partial \Delta T}{\partial t} dx dy dz \quad [3.5]$$

em que

- \dot{E}_{in} - Taxa de entrada de energia (W)
- \dot{E}_{out} - Taxa de saída de energia (W)
- \dot{E}_g - Taxa de geração de energia (W)
- \dot{E}_{st} - Taxa de armazenamento de energia (W)

Uma vez que o fluxo de calor é definido por unidade de volume as expressões [3.4] e [3.5] convertem-se em:

$$\dot{E}_g = \dot{Q} \quad [3.6]$$

$$\dot{E}_{st} = \rho c \frac{\partial \Delta T}{\partial t} \quad [3.7]$$

No caso em estudo ρc é o calor específico volumétrico do recipiente que contém a amostra.

O calor gerado no interior do calorímetro é conduzido essencialmente por condução da amostra para o dissipador, mas parte do calor perde-se por radiação e convecção. Assim, é razoável admitir que existe uma taxa de saída de energia \dot{E}_{out}

correspondente a essas perdas, que será proporcional ao gradiente de temperatura existente, e que pode ser expressa como:

$$\dot{E}_{out} = k_{out} \Delta T \quad [3.8]$$

em que

k_{out} - Constante de proporcionalidade das perdas por radiação e convecção

Assim, considerando que a taxa de energia fornecida do exterior é nula, substituindo [3.6] e [3.7] em [3.3] obtém-se:

$$\dot{Q} = k_{out} \Delta T + \rho c \frac{\partial \Delta T}{\partial t} \quad [3.9]$$

Uma vez que o sinal dos sensores de fluxo de calor é expresso pela equação [3.2], na equação [3.9] pode-se substituir ΔT por:

$$\Delta T = \frac{\dot{E}_s}{k_s} \quad [3.10]$$

e a derivada do gradiente de temperatura em relação ao tempo $\partial T / \partial t$ vem então dada por

$$\frac{\partial \Delta T}{\partial t} = \frac{1}{k_s} \frac{\partial \dot{E}_s}{\partial t} \quad [3.11]$$

obtendo-se

$$\dot{Q} = \frac{k_{out}}{k_s} \dot{E}_s + \frac{\rho c}{k_s} \frac{\partial \dot{E}_s}{\partial t} \quad [3.12]$$

Substituindo nesta equação k_{out}/k_s por K_1 e $\rho c/k_s$ por K_2 obtém-se a chamada Equação de Tian-Calvet

$$\dot{Q} = K_1 \dot{E}_s + K_2 \frac{\partial \dot{E}_s}{\partial t} \quad [3.13]$$

onde K_1 e K_2 , são as constantes de calibração do calorímetro.

3.2.6.2 Determinação das constantes de calibração do calorímetro

Para transformar o sinal eléctrico dos sensores de fluxo de calor \dot{E}_s em taxa de calor gerado \dot{Q} é necessário conhecer as constantes de calibração do calorímetro, como evidenciado na equação [3.13]. A calibração nos ensaios isotérmicos consiste em induzir uma quantidade conhecida de calor no interior da UC, calculando-se então as constantes de calibração utilizando o denominado Método Exacto. Utilizam-se normalmente resistências eléctricas para induzir o referido calor, em que a respectiva taxa de calor gerado \dot{Q}_H (ou potência P_H) é dada pela expressão

$$\dot{Q}_H = P_H = U_H I_H \quad [3.14]$$

sendo

I_H - Intensidade da corrente que atravessa a resistência de calibração (A)

U_H - Diferença de potencial aplicada à resistência de calibração (V)

Conforme já referido, no Calorímetro Isotérmico JAF a calibração é realizada colocando no interior da amostra uma resistência eléctrica de $R_H = 1000\Omega$. Assim, no final de um teste calorimétrico, e quando o sinal de saída dos sensores de fluxo de calor \dot{E}_s apresenta um sinal estável, é então aplicada à resistência de calibração uma diferença de potencial U_H escolhida no módulo de interface, a qual é determinada através de um voltímetro inserido no interior daquele. A intensidade de corrente I_H que atravessa a resistência de calibração é medida através de um processo indirecto, que consiste em colocar a montante da resistência de calibração uma outra resistência de alta precisão, de 500Ω , denominada resistência padrão R_S . A diferença de potencial nesta resistência U_S é bem conhecida, uma vez que se encontra ligada a um voltímetro no módulo de interface. Deste modo, de acordo com a lei de Ohm ($U = RI$) é possível conhecer a intensidade de corrente que atravessa essa resistência através da equação:

$$I_S = \frac{U_S}{R_S} \quad [3.15]$$

Uma vez que a resistência padrão está ligada em série com a resistência de calibração facilmente se conclui que:

$$I_R = I_S = \frac{U_S}{R_S} \quad [3.16]$$

Substituindo na equação [3.14] a equação [3.16] obtém-se

$$\dot{Q}_H = P_H = U_H \frac{U_S}{R_S} \quad [3.17]$$

Uma vez que as diferenças de potencial introduzidas são lidas no módulo de interface, e o valor da resistência padrão é conhecido (500Ω), a partir da equação [3.17] é possível conhecer com precisão a taxa de energia gerada pela resistência de calibração. Desta forma ao ser aplicada uma determinada diferença de potencial, a resistência induz no interior do calorímetro uma taxa de geração de calor conhecida, e consequentemente uma bem definida alteração do sinal de saída dos sensores de fluxo de calor \dot{E}_s , obtendo-se a chamada curva de calibração, que costuma apresentar uma configuração semelhante à representada na Figura 3.15.

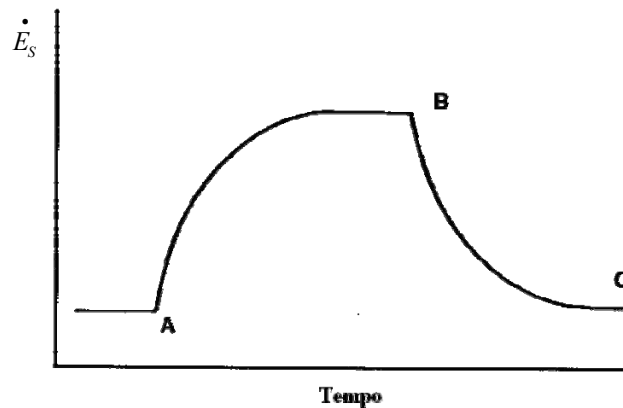


Figura 3.15 – Sinal de saída típico de uma calibração

Rescrevendo a Equação de Tian-Calvet [3.13], agora adaptada à situação de calibração, obtém-se:

$$\frac{\partial \dot{E}_s}{\partial t} = -\frac{K_1}{K_2} \dot{E}_s + \frac{\dot{Q}_H}{K_2} \quad [3.18]$$

Note-se que esta é a equação de uma recta, cujo declive m e ordenada na origem b são:

$$m = -\frac{K_1}{K_2} \quad [3.19]$$

$$b = \frac{\dot{Q}_H}{K_2} \quad [3.20]$$

Desenhado o gráfico de $\partial \dot{E}_s / \partial t$ versus \dot{E}_s para a calibração efectuada obtém-se uma série de pontos sobre um alinhamento recto (ver Figura 3.16) (à excepção de alguns pontos iniciais, que devido a perturbações ocorridas após o começo da calibração se desviam desse alinhamento; estes pontos deverão ser desprezados). Considerando um ajuste linear é então possível determinar experimentalmente o declive m e a ordenada na origem b da recta, determinando-se então as constantes do calorímetro.

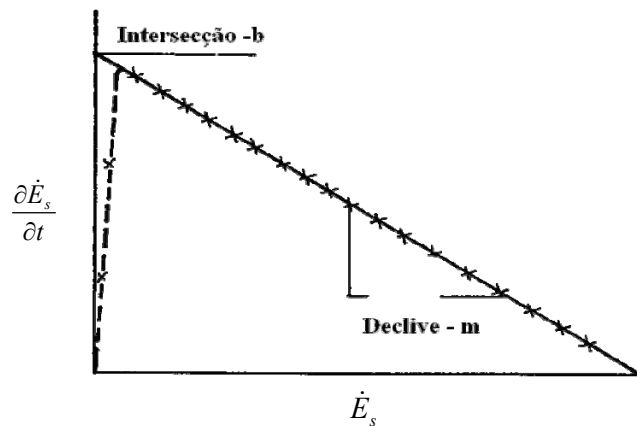


Figura 3.16 – Construção para determinação das constantes do calorímetro.

Conhecidas estas constantes é então possível converter o sinal eléctrico dos sensores de fluxo em taxa de calor gerado pela amostra, utilizando para isso a equação [3.13]. Este valor deverá ser normalizado dividindo-o pela massa da amostra, obtendo-se finalmente \dot{Q} , a taxa de calor gerado por unidade de massa de cimento.

O calor gerado acumulado durante a reacção de hidratação do cimento pode então ser calculado a partir da expressão

$$Q = \int_0^t \dot{Q} dt \approx \sum_{i=1}^n \dot{Q}_i \Delta t_i \quad [3.21]$$

em que “ n ” é o número de medições \dot{Q}_i efectuadas nos sucessivos passos “ i ” de duração “ Δt_i ”.

3.3 Campanha experimental

3.3.1 Cimentos analisados

Na campanha experimental realizada analisaram-se os seguintes 5 tipos de cimentos da *Empresa A*:

- **CEM I 52.5R** – Cimento Portland, cujo principal constituinte é o clínquer. É um cimento cuja pasta apresenta uma resistência de referência aos 28 dias de 52.5MPa, e elevada resistência nas primeiras idades (resistência nos primeiros dias superior a 30MPa). Assim, este tipo de cimentos são normalmente utilizados na fabricação de betões de resistência muito elevada, nomeadamente em aplicações de estruturas pré-esforçadas e em situações em que sejam exigidas elevadas resistências aos primeiros dias.
- **CEM I 42.5R** – Cimento Portland, cujo principal constituinte é o clínquer. É um cimento cuja pasta apresenta uma resistência de referência aos 28 dias de 42.5MPa, assim como uma resistência elevada nas primeiras idades (superior a 20MPa). Este cimento é particularmente adaptado aos trabalhos onde se exige uma resistência elevada nos primeiros dias após aplicação, embora desenvolvendo resistências nas primeiras idades e aos 28 dias inferiores às que se obtêm com o cimento CEM I 52.5R.
- **CEM II/A-L 42.5R** – Cimento Portland composto, cujos principais constituintes são o clínquer (80-94%) e o calcário (6-20%). É um cimento cuja pasta apresenta uma resistência de referência aos 28 dias de 42.5MPa, assim como uma resistência elevada nas primeiras idades (superior a 20MPa). Este cimento costuma apresentar uma boa trabalhabilidade e elevadas resistências, características que permitem o seu uso em betões de várias classes de resistência e na pré-fabricação ligeira ou pesada.
- **CEM II/B-L 32.5N** - Cimento Portland composto, cujos principais constituintes são o clínquer (65-79%) e o calcário (21-35%). É um cimento cuja pasta apresenta uma resistência de referência aos 28 dias de 32.5MPa, e uma resistência normal nas primeiras idades. Este cimento é dos mais utilizados na construção civil em Portugal, devido essencialmente a razões económicas (tipo de cimento mais barato). Apresenta boa trabalhabilidade para relações w/c baixas e baixo calor de

hidratação, tornando-o especialmente adequado para betonagens de grandes massas de betão, embora apresente um desenvolvimento lento das resistências.

- **CEM IV/B (V) 32.5N** - Cimento Pozolânico, cujos principais constituintes são o clínquer (45-64%) e as cinzas volantes (36-55%), entre outros. É um cimento que apresenta uma resistência de referência aos 28 dias de 32.5MPa, e uma resistência normal nas primeiras idades. Este cimento apresenta alta resistência química, sendo normalmente utilizado no fabrico de betões e argamassas sujeitos a ambientes agressivos e em obras com exigências específicas de durabilidade. É também o cimento mais adequado para a realização de estruturas e peças de betão de grande massa, devido ao baixo calor de hidratação que desenvolve.

Os cimentos que foram utilizados nesta campanha estão designados de acordo com a EN197-1, pelo que a sua composição deverá estar dentro dos valores apresentados na Tabela 3.1. Na campanha experimental efectuada para cada um dos cimentos analisados realizaram-se pelo menos dois ensaios isotérmicos, em dias diferentes. Constatou-se que em todos os ensaios efectuados com cimentos do mesmo tipo, origem e lote, a repetibilidade foi excelente, conforme se pode constatar na Figura 3.17, onde são apresentados os resultados correspondentes a um cimento CEM II/A-L 42.5R de uma mesma proveniência, e para dois ensaios realizados a 20°C em dias diferentes e em unidades calorimétricas diferentes. Assinala-se que este tipo de cimento foi aquele em que se obteve a maior dispersão, o que é indicativo da elevada precisão do calorímetro isotérmico JAF: a dispersão máxima na taxa de calor gerado \dot{Q} entre os dois ensaios representados na Figura 2.20 foi de 2.6%, o que se pode considerar um valor muito pequeno.

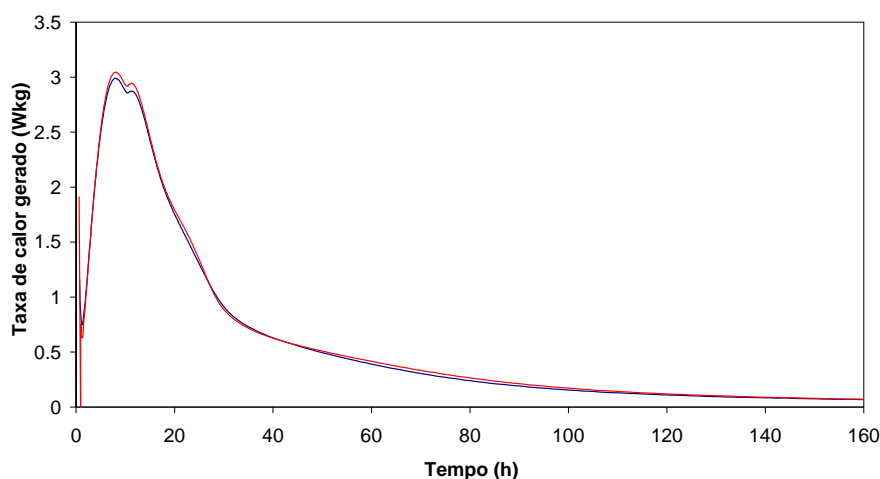


Figura 3.17 – Taxa de calor gerado em dois ensaios isotérmicos a 20°C para o CEM II/A-L 42.5R

Tabela 3.1 – Os 27 produtos da família de cimentos correntes (EN 197-1, 2001)

Notação dos 27 produtos (tipos de cimento corrente)		Composição (percentagem em massa ^{a)})										Constituintes adicionais minoritários	
		Constituintes principais											
		Clinker K	Escória de alto forno S	Sílica de fumo D ^b	Pozolana		Cinza volante		Xisto cozido T	Calcário			
					natural P	natural calcínada Q	silícios a V	calcária W		L	LL		
Cimento Portland	CEM I	95-100	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0-5	
Cimento Portland de escória	CEM II/A-S	80-94	6-20	-	-	-	-	-	-	-	-	0-5	
	CEM II/B-S	65-79	21-35	-	-	-	-	-	-	-	-	0-5	
Cimento Portland de sílica de fumo	CEM II/A-D	90-94	-	6-10	-	-	-	-	-	-	-	0-5	
Cimento Portland de pozolana	CEM II/A-P	80-94	-	-	6-20	-	-	-	-	-	-	0-5	
	CEM II/B-P	65-79	-	-	21-35	-	-	-	-	-	-	0-5	
	CEM II/A-Q	80-94	-	-	-	6-20	-	-	-	-	-	0-5	
	CEM II/B-Q	65-79	-	-	-	21-35	-	-	-	-	-	0-5	
Cimento Portland de cinza volante	CEM II/A-V	80-94	-	-	-	-	6-20	-	-	-	-	0-5	
	CEM II/B-V	65-79	-	-	-	-	21-35	-	-	-	-	0-5	
	CEM II/A-W	80-94	-	-	-	-	-	6-20	-	-	-	0-5	
	CEM II/B-W	65-79	-	-	-	-	-	21-35	-	-	-	0-5	
Cimento Portland de xisto cozido	CEM II/A-T	80-94	-	-	-	-	-	-	6-20	-	-	0-5	
	CEM II/B-T	65-79	-	-	-	-	-	-	21-35	-	-	0-5	
Cimento Portland de calcário	CEM II/A-L	80-94	-	-	-	-	-	-	-	6-20	-	0-5	
	CEM II/B-L	65-79	-	-	-	-	-	-	-	21-35	-	0-5	
	CEM II/A-LL	80-94	-	-	-	-	-	-	-	-	6-20	0-5	
	CEM II/B-LL	65-79	-	-	-	-	-	-	-	-	21-35	0-5	
Cimento Portland composto ^c	CEM II/A-M	80-94	<----- 6-20 ----->									0-5	
	CEM II/B-M	65-79	<----- 21-35 ----->									0-5	
Cimento de alto forno	CEM III/A	35-64	36-65	-	-	-	-	-	-	-	-	0-5	
	CEM III/B	20-34	66-80	-	-	-	-	-	-	-	-	0-5	
	CEM III/C	5-19	81-95	-	-	-	-	-	-	-	-	0-5	
Cimento pozolânico ^c	CEM IV/A	65-89	-	<----- 11-35 ----->						-	-	-	0-5
	CEM IV/B	45-64	-	<----- 36-55 ----->						-	-	-	0-5
Cimento composto ^c	CEM V/A	40-64	18-30	-	<----- 18-30 ----->			-	-	-	-	0-5	
	CEM V/B	20-38	31-50	-	<----- 31-50 ----->			-	-	-	-	0-5	

3.3.2 Caracterização da taxa de calor e do calor gerado acumulado

Para cada um dos cimentos analisados apresentam-se de seguida os resultados obtidos com o calorímetro isotérmico JAF, em termos da taxa de calor gerado do calor gerado ao longo da reacção de hidratação, para condições isotérmicas a 20°C, 30°C, 40°C, 50°C e 60°C. Para cada tipo de cimento e para cada condição isotérmica

efectuaram-se vários ensaios, mas neste trabalho apenas serão apresentados os resultados correspondentes a um deles, dada a boa repetibilidade da técnica calorimétrica adoptada.

- **CEM I 52.5R**

Os resultados obtidos para o cimento CEM I 52.5R podem ser observados na Figura 3.18 e na Figura 3.19.

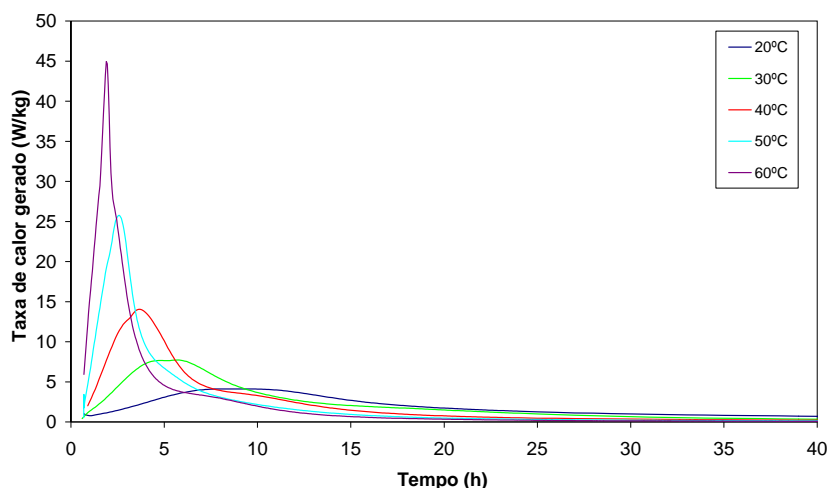


Figura 3.18 – Taxa de calor gerado para o CEM I 52.5R

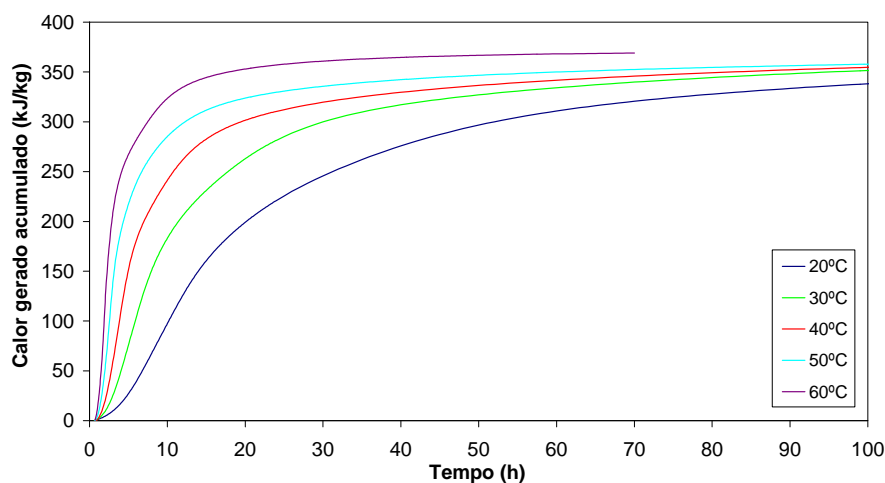


Figura 3.19 – Calor gerado acumulado para o CEM I 52.5R

Da análise da Figura 3.18 constata-se que as diferentes curvas correspondentes à taxa de calor gerado ao longo da reacção de hidratação possuem apenas um máximo, o que se justifica por ser um cimento de Portland, sem adições. Mas ao analisar-se com maior atenção as referidas curvas nota-se que na realidade estas apresentam ligeiras ondulações. Observa-se igualmente que a taxa de calor gerado máxima atinge valores

mais elevados, e ocorre mais cedo, para ensaios isotérmicos realizados a temperaturas sucessivamente mais elevadas. Tal fenómeno era já expectável tendo em conta a natureza termo-activada da reacção de hidratação do cimento. Pode observar-se isso mesmo na Tabela 3.2, onde são apresentados os valores máximos atingidos pela taxa de calor gerado ao longo da reacção de hidratação nos ensaios isotérmicos realizados, e o instante em que os mesmos ocorrem.

Tabela 3.2 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM I 52.5R

Ensaio Isotérmico	\dot{Q}_{Max} (W/kg)	t (h)
20°C	4.13	9.2
30°C	7.72	5.8
40°C	14.07	3.7
50°C	25.76	2.6
60°C	44.96	1.9

Na Figura 3.19 está representado o calor gerado acumulado, que não é mais do que o integral da taxa do calor gerado ao longo da reacção de hidratação. As curvas apresentadas nesta figura foram obtidas através de uma integração numérica das reproduzidas na Figura 3.18. Em concordância com o observado para a taxa de calor gerado, a curva do calor acumulado ao longo da reacção cresce mais rapidamente para ensaios isotérmicos realizados a temperaturas mais elevadas, o que mais um vez se deve à natureza termo-activada da reacção de hidratação do cimento. Observa-se também que, independentemente da temperatura do ensaio isotérmico, o valor assintótico das curvas do calor gerado acumulado – que aqui será designado por calor potencial – é aproximadamente igual para os vários ensaios. Tal facto era já expectável, tendo em conta que o aumento da temperatura num ensaio isotérmico tende essencialmente a acelerar a reacção de hidratação do cimento, mas não altera o calor final acumulado, uma vez que a quantidade de cimento que reage é igual nos diferentes ensaios. No entanto, nem sempre se verifica esta última premissa, uma vez que a aceleração de algumas reacções envolvidas na hidratação por vezes induz o cancelamento de reacções que potencialmente poderiam ocorrer em instantes posteriores, o que faz com que o calor potencial decresça com o aumento da temperatura do ensaio isotérmico, como será visível para outros tipos de cimento.

- **CEM I 42.5R**

Para este tipo de cimento obtiveram-se os resultados representados na Figura 3.20 e na Figura 3.21. Constatase que a taxa de calor gerado ao longo da reacção de hidratação, à semelhança do que já tinha ocorrido para o CEM I 52.5R, evidencia um máximo predominante, embora na realidade sejam observáveis ondulações em torno dele. Observa-se mais uma vez a natureza termo-activada da reacção de hidratação do cimento.

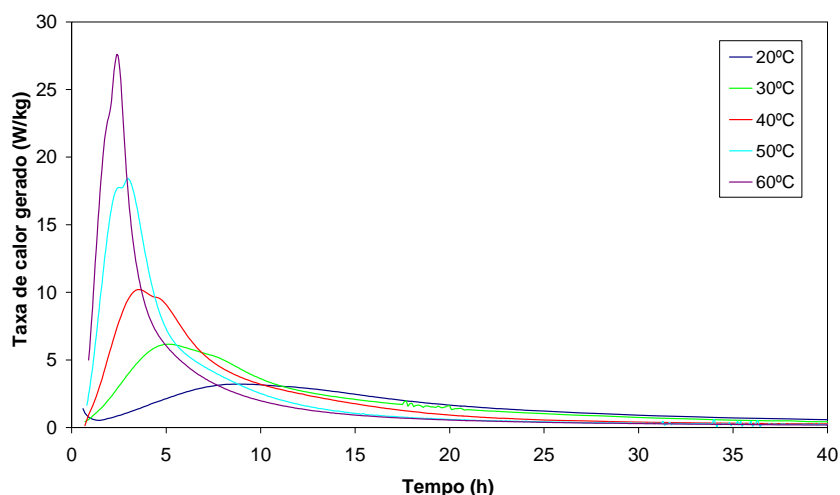


Figura 3.20 – Taxa de calor gerado para o CEM I 42.5R

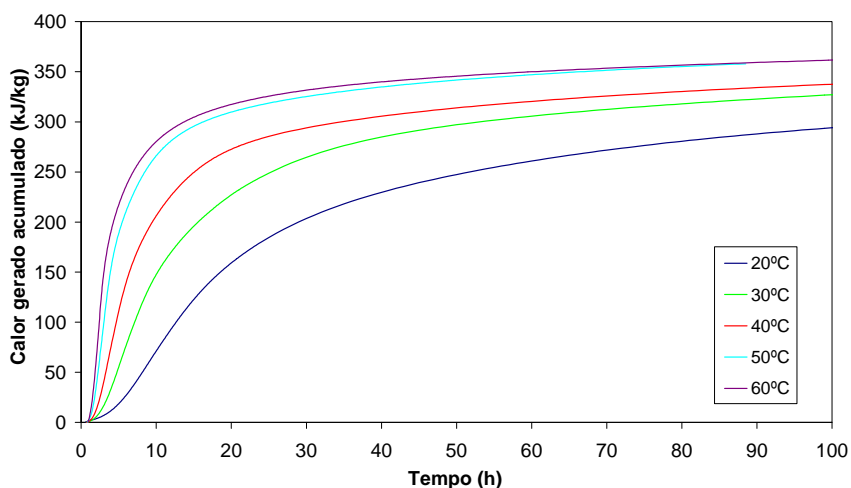


Figura 3.21 – Calor gerado acumulado para o CEM I 42.5R

Na Tabela 3.3 pode observar-se a evolução de \dot{Q}_{Max} com a temperatura do ensaio, constatando-se que as taxas de calor gerado são mais baixas neste cimento do que no CEM I 52.5R. Estas diferenças devem-se essencialmente ao facto de o CEM I 52.5R ser normalmente sujeito a um processo de moagem mais intenso do que o CEM I 42.5R,

fazendo com que aquele tenha uma maior finura, logo maior propensão para facilitar o acesso da água e a reacção de hidratação.

Tabela 3.3 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM I 42.5R

Ensaio Isotérmico	\dot{Q}_{Max} (W/kg)	t (h)
20°C	3.21	8.9
30°C	6.16	5.1
40°C	10.20	3.6
50°C	18.41	2.9
60°C	27.60	2.4

No que respeita ao calor gerado acumulado, nos vários ensaios isotérmicos realizados (Figura 3.21) não se regista que as diversas curvas tendam para um mesmo valor assintótico.

• CEM II/A-L 42.5R

Na Figura 3.22 e na Figura 3.23 podem observar-se os resultados dos ensaios correspondentes ao cimento tipo CEM II/A-L 42.5R. Constata-se que nos gráficos da taxa de calor gerado ocorrem dois picos, situação típica de um cimento composto. Nos ensaios isotérmicos sob temperaturas mais elevadas o segundo pico ganha relevância face ao primeiro, possivelmente devido à ocorrência de duas reacções principais na reacção global de hidratação.

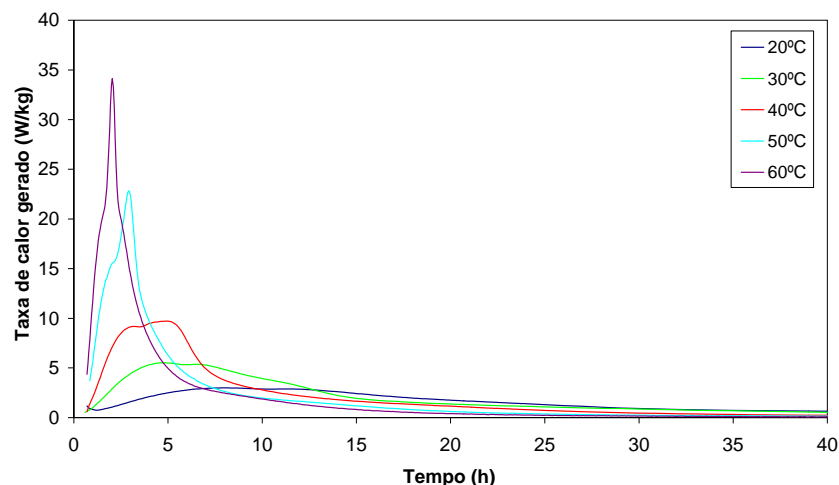


Figura 3.22 – Taxa de calor gerado para o CEM II/A-L 42.5R

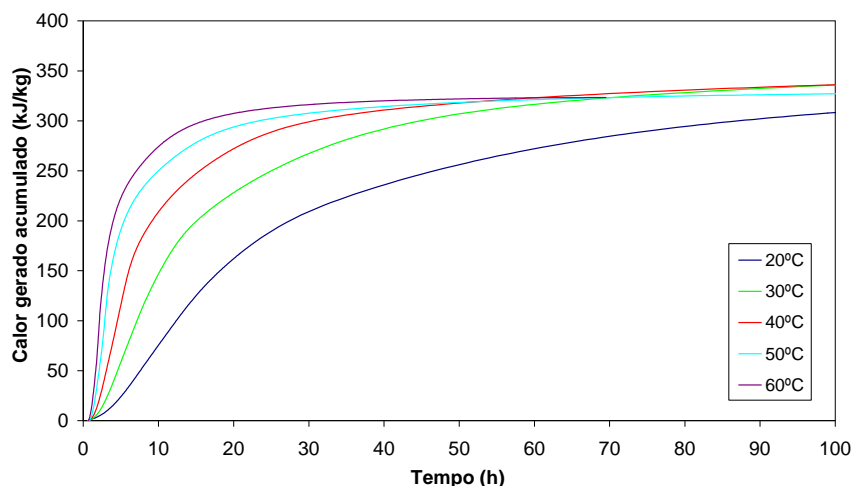


Figura 3.23 – Calor gerado acumulado para o CEM II/A-L 42.5R

Na Tabela 3.4 estão expostas as máximas taxas de calor gerado ao longo da reacção de hidratação do cimento em análise, e mais uma vez é possível verificar a natureza termo-activada da reacção de hidratação do cimento. Outro aspecto relevante é o facto de apesar de o CEM II/A-L 42.5R ser um cimento composto (ou seja, com substituição parcial do clínquer), para ensaios isotérmicos com temperaturas superiores a 40°C atinge taxas máximas de calor gerado superiores ao CEM I 42.5R.

Tabela 3.4 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM II/A-L 42.5R

Ensaio Isotérmico	\dot{Q}_{Max} (W/kg)	t (h)
20°C	2.99	8.0
30°C	5.51	4.8
40°C	9.71	5.0
50°C	22.83	2.9
60°C	34.13	2.0

Por sua vez na Figura 3.23 observa-se que o calor é libertado mais rapidamente e o calor potencial gerado pela reacção de hidratação diminui, com o aumento da temperatura do ensaio isotérmico. Este fenómeno é reportado por diversos autores (D'Aloia e Chanvillard, 2002), sendo atribuído ao facto de a temperaturas mais elevadas ocorrer uma aceleração das reacções envolvidas na hidratação do cimento mas o cancelamento de algumas reacções em fases prematuras, o que ocasiona que o calor potencial gerado pela reacção de hidratação possa ser inferior.

- **CEM II/B-L 32.5N**

Observando a Figura 3.24 constata-se que no que respeita à taxa de calor gerado o cimento CEM II/B-L 32.5N apresenta um comportamento algo similar ao evidenciado pelo CEM II/A-L 42.5R, embora com valores máximos inferiores. Tal facto é explicado pela circunstância de ambos os cimentos serem feitos do mesmo clínquer, diferenciando-se apenas pela percentagem de calcário que entra como substituto parcial deste último. Assim, uma vez que o cimento CEM II/B-L 32.5N possui menor percentagem de clínquer, a taxa de calor gerado é naturalmente inferior à do CEM II/A-L 42.5R. O mesmo pode ser dito para o calor potencial, que sofre uma diminuição do CEM II/A-L 42.5R para o CEM II/B-L 32.5N, tal como se pode observar na Figura 3.25.

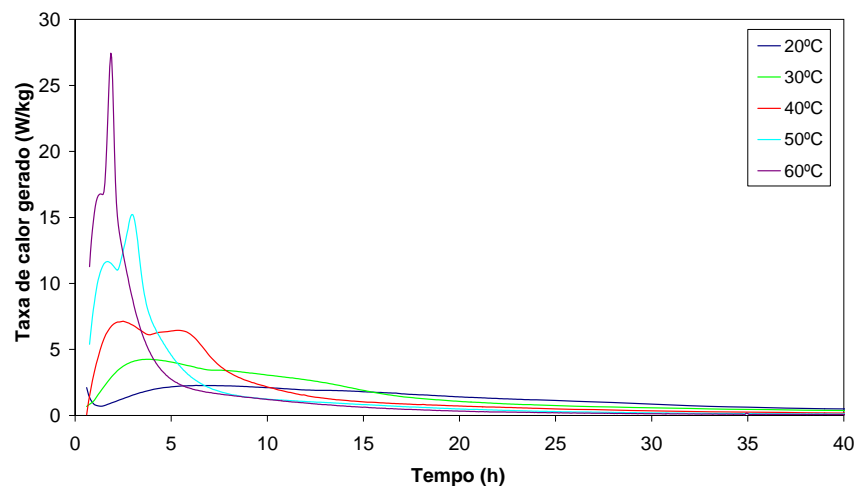


Figura 3.24 – Taxa de calor gerado para o CEM II/B-L 32.5N

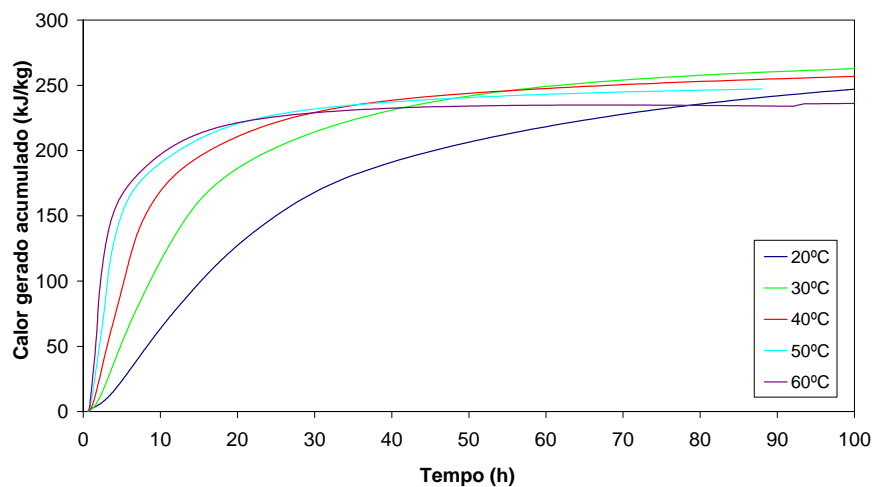


Figura 3.25 – Calor gerado acumulado para o CEM II/B-L 32.5N

Na Figura 3.25 observa-se ainda que quanto maior a temperatura a que é realizado o ensaio isotérmico menor se torna o calor potencial gerado pela reacção de hidratação, o que se deve a razões idênticas às anteriormente referidas para o CEM II/A-L 42.5R.

Na Tabela 3.5 estão indicadas as taxas máximas de calor gerado pela reacção de hidratação do cimento em análise, e o instante em que ocorrem, constando-se uma vez mais que aquelas são inferiores às indicadas na Tabela 3.4 para o CEM II/A-L 42.5R.

Tabela 3.5 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM II/B-L 32.5N

Ensaio Isotérmico	\dot{Q}_{Max} (W/kg)	t (h)
20°C	2.27	6.3
30°C	4.26	3.8
40°C	7.14	2.5
50°C	15.22	3.0
60°C	27.44	1.9

• CEM IV B(V) 32.5N

Por fim, para o cimento CEM IV B(V) 32.5N obtiveram-se os resultados apresentados na Figura 3.26, no que diz respeito à taxa de geração de calor. Observa-se que esta ao longo da reacção de hidratação apresenta apenas um pico, que ocorre mais cedo e com valor sucessivamente mais elevado à medida que aumenta a temperatura a que é realizado o ensaio isotérmico.

Na Figura 3.27 pode observar-se a evolução do calor gerado acumulado ao longo da reacção de hidratação. Consta-se existir alguma dispersão no que respeita ao calor potencial obtido nos vários ensaios isotérmicos realizados, sendo que nos ensaios realizados a temperaturas mais elevadas se obteve um maior calor potencial. Este aspecto será abordado na secção 3.3.3 do presente trabalho, sendo eventualmente devido às propriedades latentes das cinzas volantes que integram a composição do cimento CEM IV B(V) 32.5N.

Com base na Tabela 3.6 é possível observar que apenas para as temperaturas de ensaio de 50°C e 60°C se registam para o cimento em análise taxas máximas de calor gerado inferiores às dos restantes cimentos estudados. No entanto era esperado que este cimento apresentasse, em todos os ensaios isotérmicos, taxas de calor gerado inferiores às dos demais cimentos, uma vez que os cimentos tipo IV são os denominados de “baixo calor de hidratação”, em cuja composição intervém uma menor percentagem de clínquer.

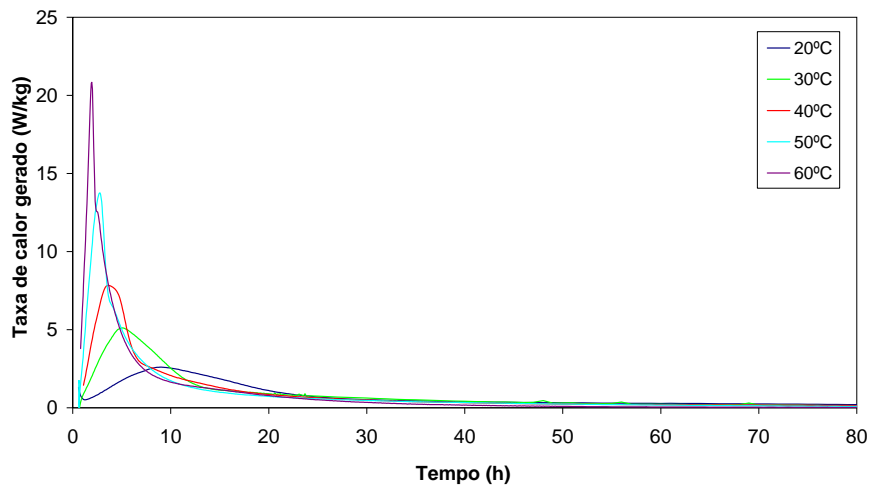


Figura 3.26 – Taxa de calor gerado para o CEM IV/B (V) 32.5N

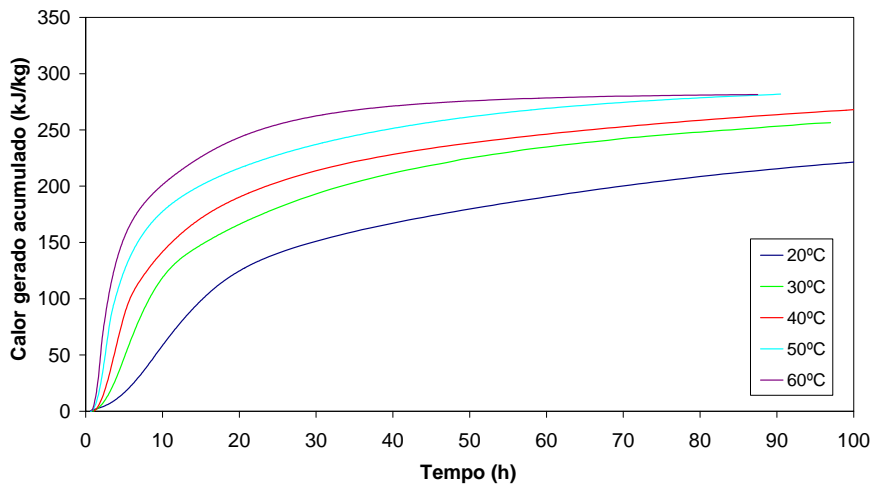


Figura 3.27 – Calor gerado acumulado para o CEM IV/B (V) 32.5N

Tabela 3.6 – Taxas de calor gerado máximas para o CEM IV/B(V) 32.5N

Ensaio Isotérmico	\dot{Q}_{Max} (W/kg)	t (h)
20°C	2.60	9.1
30°C	5.11	5.1
40°C	7.84	3.6
50°C	13.77	2.8
60°C	20.84	2.0

3.3.3 Determinação da evolução do grau de hidratação

Tal como foi visto no Capítulo 2 o grau de hidratação define a percentagem da reacção de hidratação que foi consumada até um determinado instante, e uma vez que o

desenvolvimento desta está ligada à libertação de calor, é possível definir α de acordo com a equação [2.8]. Torna-se então necessário determinar $Q(\infty)=Q_{pot}$, cujo valor não é mais do que o valor assintótico do calor gerado acumulado. Desenhando o gráfico do calor gerado acumulado Q em função de $1/t$, isto é, $Q=g(1/t)$, $Q(\infty)=g(1/(t=0))$ pode então ser obtido pela intersecção da curva $g(1/t)$ com o eixo das ordenadas (Kada-Benameur *et al.*, 2000). Para calcular o valor de $Q(\infty)$ é necessário ajustar uma curva de regressão (do tipo exponencial) ao gráfico $g(1/t)$ obtido no ensaio calorimétrico, como ilustrado na Figura 3.28. A curva que ajusta esses pontos é do tipo

$$Q = A e^{B \times 1/t} \quad [3.22]$$

pelo que a respectiva intersecção com o eixo das ordenadas ocorre em A , ou seja, $Q(\infty) = A$.

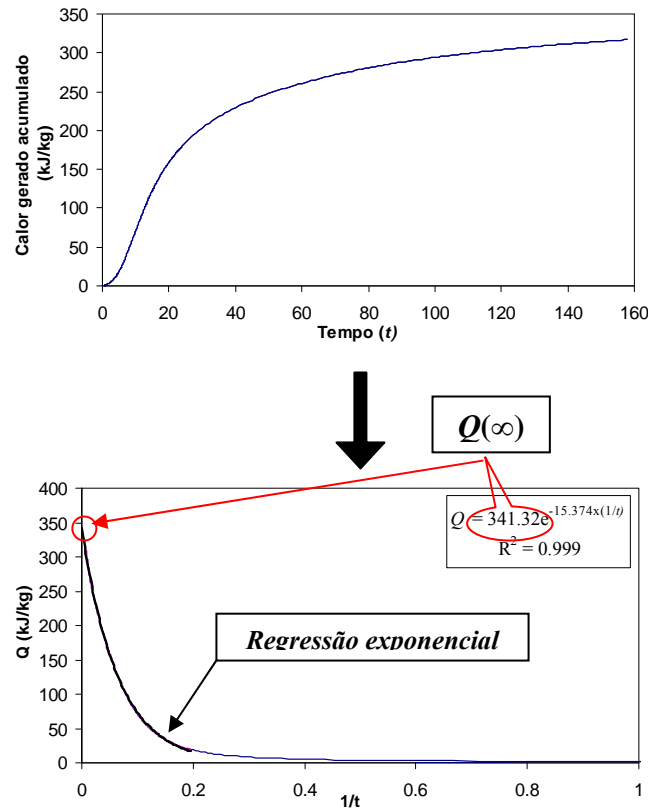


Figura 3.28 – Processo adoptado para a determinação do $Q(\infty)$

Utilizando a metodologia aqui descrita para os cimentos em análise obtiveram-se os valores de $Q(\infty)$ indicados na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Calor gerado a tempo infinito para os vários cimentos em análise

Ensaio Isotérmico	$Q(\infty)$ (kJ/kg)				
	CEM I 52.5R	CEM I 42.5R	CEM II/A-L 42.5R	CEM II/B-L 32.5N	CEM IV B(V) 32.5N
20°C	391.64	341.32	353.62	280.39	255.63
30°C	385.31	359.91	366.10	286.65	282.79
40°C	372.44	359.40	355.54	273.16	285.65
50°C	367.90	365.39	339.71	254.33	279.00
60°C	383.16	374.20	339.26	244.40	290.12
Média	383.13	353.54	358.42	280.07	274.69

Uma vez conhecidos $Q(\infty)$ e o calor gerado acumulado medido num ensaio isotérmico, a partir da equação [2.8] é possível obter a evolução do grau de hidratação α ao longo do ensaio. Assim, para os diferentes tipos de cimento obtiveram-se resultados como os representados na Figura 3.29 e na Figura 3.30, referentes a ensaios isotérmicos efectuados a 20°C e 60°C, respectivamente. Da análise destas figuras constata-se que o grau de hidratação evoluiu de maneira muito similar para os vários cimentos estudados. A excepção é o CEM IV B(V) 32.5N, que para ensaios isotérmicos realizados a 60°C regista uma evolução do grau de hidratação um pouco diferente da dos outros tipos de cimento.

Tendências semelhantes também se observaram nos ensaios isotérmicos realizados a 30°C, 40°C e 50°C, cujos resultados podem ser observados no Anexo A1 da Figura A.1 à Figura A.3.

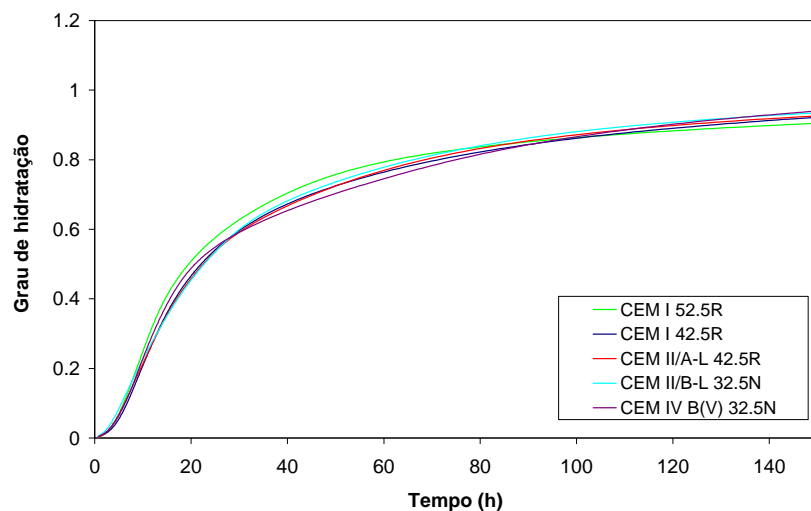


Figura 3.29 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 20°C

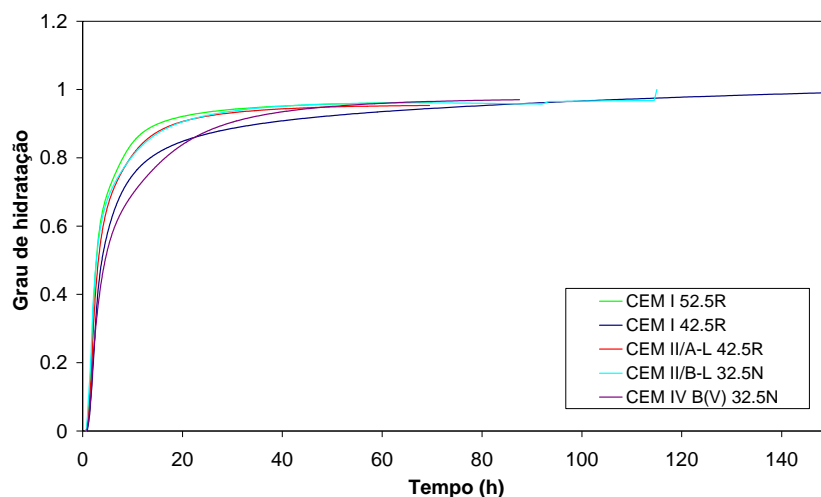


Figura 3.30 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 60°C

3.3.4 Determinação da função de calor gerado normalizado

Chegada a esta fase é fácil obter as curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$, bastando para tal desenhar o gráfico de \dot{Q}/\dot{Q}_{\max} em função do grau de hidratação α , sendo \dot{Q}_{\max} a taxa máxima de calor gerado medida durante o ensaio calorimétrico. Com este procedimento obtiveram-se, para os vários cimentos em análise, as curvas de calor gerado normalizado que se seguem.

• CEM I 52.5R

Na Figura 3.31 é possível observar as curvas $f(\alpha)$ obtidas nos ensaios isotérmicos realizados para o CEM I 52.5R. Observa-se que nos ensaios isotérmicos realizados a 20°C e a 30°C as curvas obtidas são praticamente coincidentes, mas que para temperaturas superiores as curvas se vão progressivamente modificando. Esta alteração de $f(\alpha)$ com o aumento da temperatura ocorre em todos os cimentos analisados, e prende-se com facto de algumas reacções secundárias ganharem importância para temperaturas mais elevadas, fazendo com que se altere a forma como o calor é gerado ao longo da reacção de hidratação do cimento.

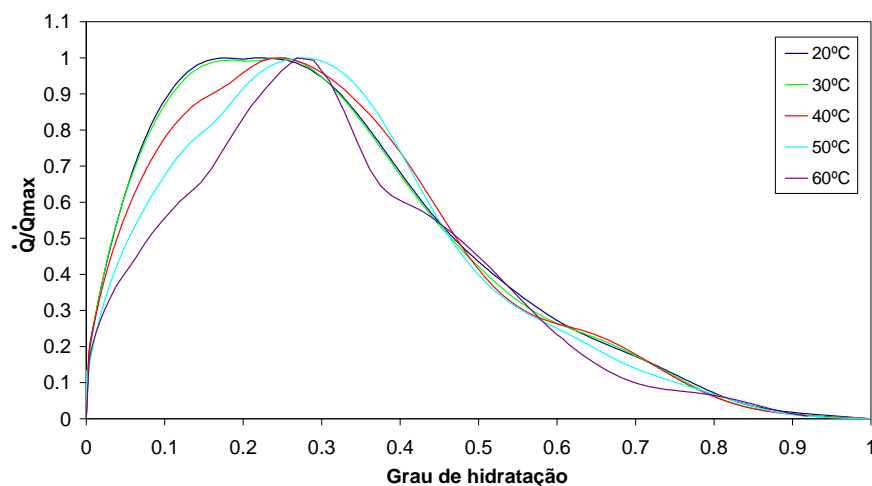


Figura 3.31 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM I 52.5R

• CEM I 42.5R

Para o caso do CEM I 42.5R as curvas $f(\alpha)$ estão representadas na Figura 3.32. Observa-se neste caso que as funções $f(\alpha)$ determinadas a partir dos ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C e 40°C são muito semelhantes, apresentando no entanto variações significativas nos ensaios referentes a 50°C e 60°C.

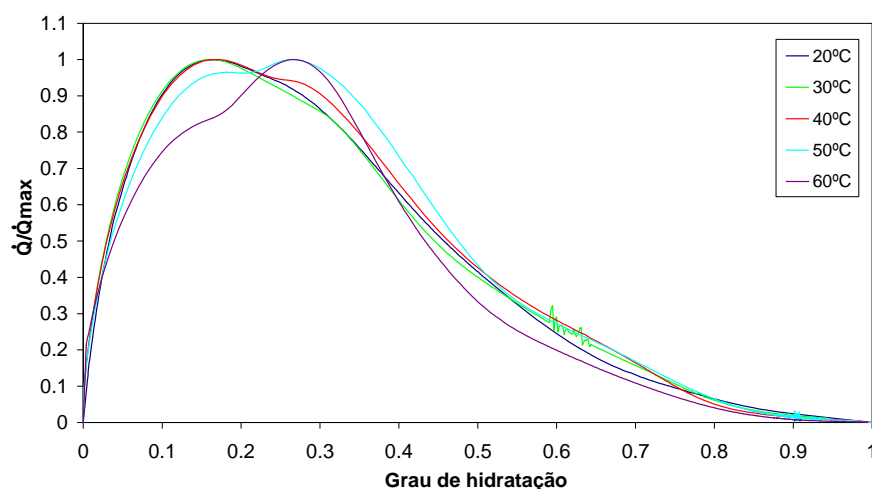


Figura 3.32 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM I 42.5R

• CEM II/A-L 42.5R

À semelhança do que se registou para os cimentos anteriores, no CEM II/A-L 42.5R as funções $f(\alpha)$ obtidas nos diversos ensaios isotérmicos são similares para as temperaturas mais baixas (20°C e 30°C), apresentando significativas

variações à medida que a temperatura aumenta, como pode ser observado na Figura 3.33.

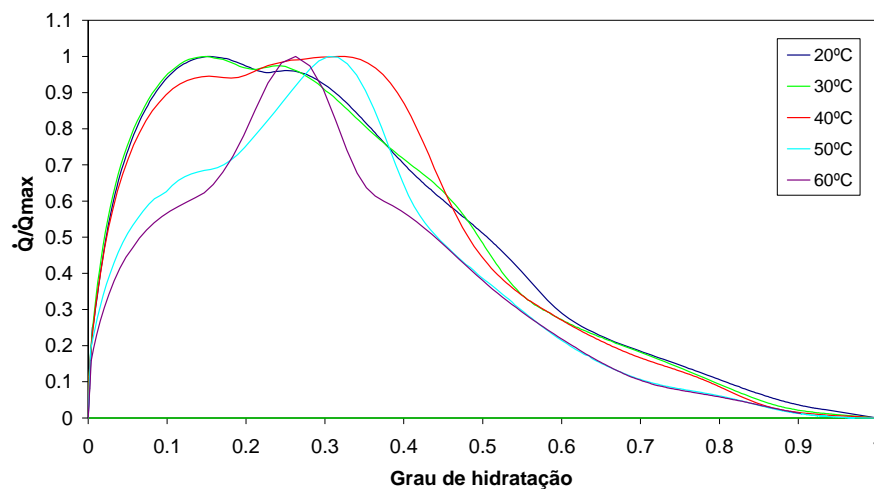


Figura 3.33 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM II/A-L 42.5R

- **CEM II/B-L 32.5N**

Na Figura 3.34 apresentam-se as curvas de calor gerado normalizado obtidas para o CEM II/B-L 32.5N, observando-se uma vez mais a tendência anteriormente registrada para $f(\alpha)$, isto é, com grande semelhança para os ensaios conduzidos a 20°C e a 30°C, mas com diferenças progressivamente maiores para os ensaios realizados a 40°C, 50°C e 60°C.

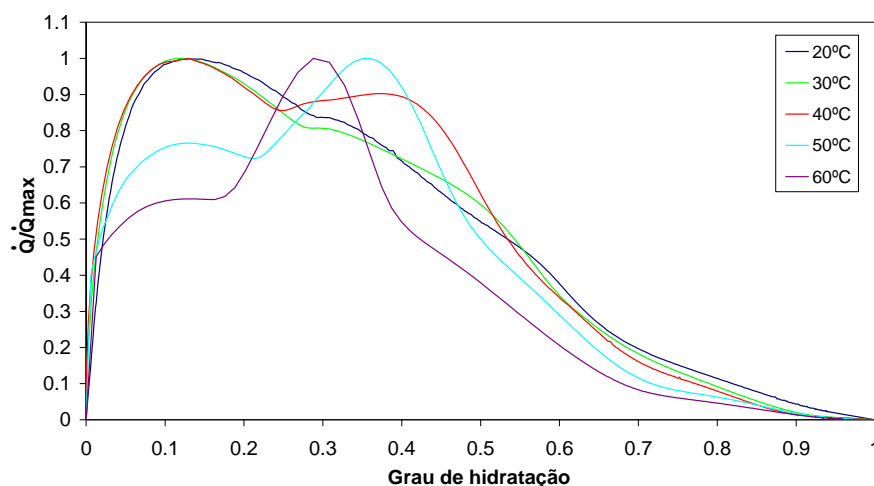


Figura 3.34 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM II/B-L 32.5N

- **CEM IV/B(V) 32.5N**

As funções $f(\alpha)$ obtidas nos ensaios calorimétricos realizados para o CEM IV/B(V) 32.5N (ver Figura 3.35) apresentam algumas diferenças até para as temperaturas mais baixas (20°C e 30°C). Este facto deve-se, provavelmente, à presença de um quantidade substancial de cinzas volantes na mistura. As cinzas volantes são materiais pozzolânicos, que não endurecem por si só quando misturadas com a água, mas na presença de hidróxido de cálcio dissolvido desenvolvem propriedades hidráulicas latentes. Em Maltis e Marchand (1997) são indicados estudos evidenciando que à medida que a temperatura da reacção é aumentada as cinzas volantes se tornam mais reactivas. Assim pensa-se que esta será a causa da alteração com a temperatura do ensaio evidenciada pelas funções $f(\alpha)$ determinadas experimentalmente.

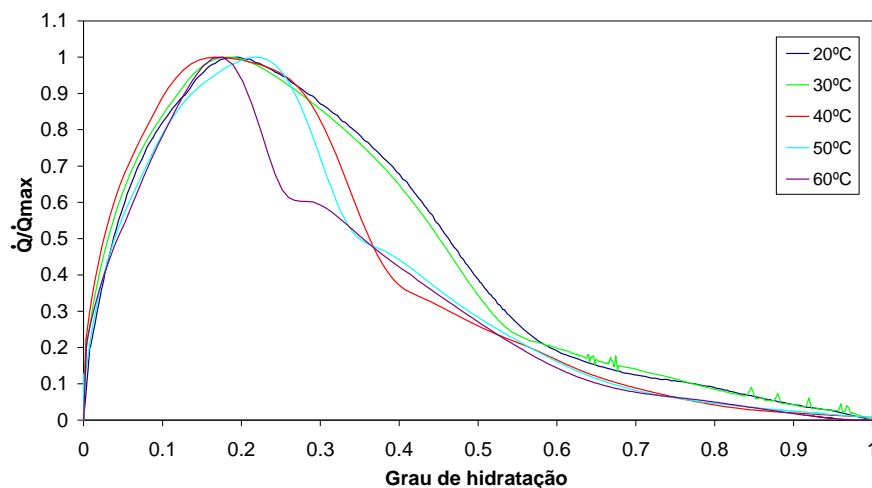


Figura 3.35 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM IV/B(V) 32.5N

Tal como foi possível assinalar nas figuras anteriores, $f(\alpha)$ experimenta significativas variações nos ensaios isotérmicos realizados a temperaturas mais elevadas. Teoricamente, e de acordo com a lei de Arrhenius, a função de calor gerado normalizado deveria ser uma propriedade intrínseca da reacção, ou seja, independente da temperatura, o que não se verificou nos ensaios aqui apresentados. Isto deve-se a que este pressuposto é verdadeiro apenas quando a lei de Arrhenius é aplicada ao estudo da cinética de uma reacção química simples. Como a reacção de hidratação de um cimento envolve a ocorrência de várias reacções químicas elementares, algumas em simultâneo e outras em sequência, a utilização de uma única lei de Arrhenius para simular a cinética da reacção de hidratação do cimento corresponde obviamente a uma simplificação, que portanto não conduz a resultados exactos. Uma caracterização mais precisa do potencial

de geração de calor da reacção de hidratação de um cimento deveria então incluir um somatório de leis de Arrhenius, em número igual ao das reacções elementares envolvidas. Isto implicaria determinar experimentalmente, para cada reacção, os parâmetros da correspondente lei de Arrhenius, tarefa obviamente complexa. Por este motivo, e para aplicações no domínio da engenharia estrutural, a caracterização do potencial de geração de calor da reacção de hidratação é geralmente feita à custa de uma única lei de tipo Arrhenius, mesmo que isso implique alguma perda de precisão.

3.3.5 Determinação de E_a

3.3.5.1 Aspectos gerais

A energia de activação aparente E_a , que caracteriza a sensibilidade à temperatura da reacção de hidratação do cimento presente no betão, apresenta-se como uma das entidades mais importantes da lei de Arrhenius, e possivelmente a mais difícil de quantificar. Conforme referido, a simulação do calor gerado na reacção de hidratação de um cimento com base numa única lei de Arrhenius pressupõe uma simplificação, sendo esta razão pela qual a energia de activação é designada de ‘aparente’.

A quantificação de E_a é imprescindível não só para a definição do potencial de geração de calor do cimento, mas também para a quantificação da evolução das propriedades mecânicas dos betões utilizando o método da Idade Equivalente. Assim, E_a deve ser quantificada através de ensaios experimentais, normalmente mecânicos ou calorimétricos. O ensaio mecânico mais utilizado para a aferição de E_a consiste na realização de ensaios à compressão em betões curados a diferentes temperaturas. Este tipo de ensaios não costuma conduzir a resultados fiáveis, por um lado em virtude da dispersão associada à resistência compressão simples, e por outro porque a resistência mecânica não reflecte o carácter puramente químico da reacção de hidratação do cimento (Kada-Benameur *et al.*, 2000). Desta forma tem-se generalizado na comunidade científica a utilização de ensaios calorimétricos para a caracterização de E_a , geralmente a partir da análise de amostras de cimento.

A determinação de E_a a partir de técnicas calorimétricas é possível apenas com base na calorimetria isotérmica, efectuando ensaios a diferentes temperaturas (Wadsö, 2003). Mas como esta técnica obriga à utilização de amostras com pequena massa, de pasta de cimento e não de betão, este aspecto apresenta-se como a principal limitação da

calorimetria isotérmica, uma vez que a energia de activação deveria ter em conta não só o tipo de cimento, mas também os seguintes parâmetros que afectam e modificam a cinética da reacção de hidratação (D'Aloia, 2002): tipo de agregados, relação w/c , adjuvantes e adições. Apesar disto, a grande maioria dos autores tem sugerido que a definição de E_a poderá ser feita apenas em função do tipo de cimento, quando não são adicionados ao betão adjuvantes e adições (D'Aloia, 2002). Em Wirquin *et al.*, 2002 é referido um estudo em que os autores concluem que a utilização de plastificantes não influenciou as propriedades térmicas da mistura, nomeadamente o calor gerado e a E_a , pelo que a respectiva aferição exclusivamente a partir do tipo de cimento utilizado conduziu a bons resultados (isto em betões com relação w/c altas).

A partir de ensaios calorimétricos são fundamentalmente os seguintes dois métodos que se utilizam para a determinação de E_a : (i) o Método da Sobreposição e (ii) o Método das Taxas de Hidratação. Neste trabalho E_a será calculado segundo o Método das Taxas de Hidratação, ou segundo um outro aqui designado por Método Simplificado, semelhante ao adoptado pela ASTM C1074-87 (este último numa versão simplificada do método proposto em Wadsö, 2003). O Método da Sobreposição não foi utilizado, por apresentar maiores dispersões do que o Método das Taxas de Hidratação (D'Aloia, 2002).

3.3.5.2 Método das Taxas de Hidratação

Este método é baseado na análise das taxas de hidratação, pelo que apenas deve ser aplicado a resultados calorimétricos. Considerando que a cinética da reacção de hidratação do cimento pode ser traduzida por uma lei de Arrhenius (ver equação [2.7]), aplicando esta lei a dois ensaios isotérmicos realizados a temperaturas diferentes T_1 e T_2 obtém-se

$$\begin{cases} \dot{Q}_1 = a f(\alpha_1) e^{-\frac{E_a}{R T_1}} \\ \dot{Q}_2 = a f(\alpha_2) e^{-\frac{E_a}{R T_2}} \end{cases} \quad [3.23]$$

onde se assume que a , $f(\alpha)$ e E_a não dependem da temperatura. Quando o grau de hidratação nos dois ensaios é o mesmo ($\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha$) é razoável admitir que E_a é constante, pelo que a relação entre as taxas de calor gerado nos dois ensaios isotérmicos é então

$$\frac{\dot{Q}_1}{\dot{Q}_2} = e^{-\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2} \right)} \quad [3.24]$$

e portanto

$$E_a(\alpha) = R \frac{T_1 T_2}{T_1 - T_2} \ln \left(\frac{\dot{Q}_1}{\dot{Q}_2} \right) \quad [3.25]$$

Nesta abordagem a energia de activação é obtida a partir do razão entre as taxas de calor gerado para um mesmo grau de hidratação, mas normalmente na bibliografia da especialidade (D'Aloia e Chanvillard, 2002, Kada-Benameur *et al.*, 2000) E_a é obtida a partir da taxa de hidratação. Uma vez que o grau de hidratação pode ser definido de acordo com a equação [2.8], a taxa de hidratação pode então ser definida como

$$\dot{\alpha} = \frac{\dot{Q}(t)}{Q(\infty)} \quad [3.26]$$

pelo que a taxa de calor gerado ao longo da reacção de hidratação é igual ao produto da taxa de hidratação pelo calor gerado a tempo infinito. Substituindo esta equação na equação [3.25], e admitindo que o calor gerado a tempo infinito é independente da temperatura, obtém-se:

$$E_a(\alpha) = R \frac{T_1 T_2}{T_1 - T_2} \ln \left(\frac{\dot{\alpha}_1}{\dot{\alpha}_2} \right) \quad [3.27]$$

Utilizando esta equação pode então determinar-se a evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação, com base no quociente entre as taxas de hidratação registadas (para um mesmo α) em dois ensaios isotérmicos conduzidos a diferentes temperaturas. Traçando a evolução da energia de activação aparente com α , as curvas obtidas são tipicamente caracterizadas por um patamar inicial, decrescendo depois para graus de hidratação mais elevados, como esquematizado na Figura 3.36. Este comportamento típico apenas se regista quando se está a trabalhar com temperaturas situadas no intervalo [10°C-40°C] (Wirquin *et al.*, 2002); o decréscimo de E_a para graus de hidratação elevados é maior em determinados tipos de cimento e para temperaturas mais elevadas (Kjellsen e Detwiler, 1992).

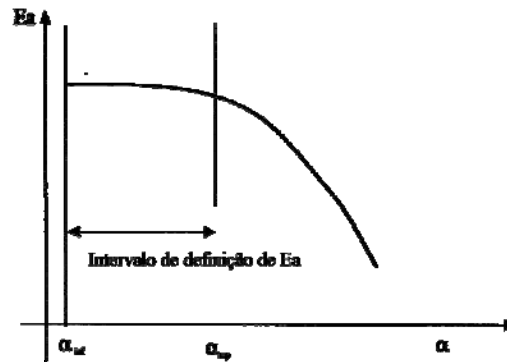


Figura 3.36 – Curva tipo da evolução de E_a com α (D'Aloia, 2002)

Apesar de E_a ser variável ao longo da hidratação, é comum a adopção de um valor constante para a energia de activação aparente, que é aplicado a toda a reacção. Na bibliografia da especialidade (D'Aloia e Chanvillard, 2002) é habitual definir E_a a partir da média dos valores obtidos num intervalo $[\alpha_{inf}-\alpha_{sup}]$ do grau de hidratação. A definição de um valor inferior α_{inf} para o grau de hidratação deve-se ao facto de normalmente os resultados experimentais apresentarem variações significativas de E_a para graus de hidratação baixos, em virtude da reacção de hidratação na fase dormiente gerar muito pouco calor, que faz realçar as flutuações térmicas iniciais devidas à colocação das amostras nas condições isotérmicas pretendidas. Assim, para α_{inf} é corrente adoptar-se um valor de 0.1 (D'Aloia, 2002). Por sua vez α_{sup} é usualmente definido a partir da observação dos resultados experimentais calorimétricos, tendo sido adoptado neste trabalho o valor de 0.6, indo de encontro ao que alguns autores recomendam, os quais apontam para a utilização de valores de 0.5 ou superiores (Kada-Benameur *et al.*, 2000). A utilização do intervalo $\alpha \in [0.1-0.6]$ para definição de E_a fornece geralmente bons resultados, uma vez que sendo para esta gama de graus de hidratação que se atingem as maiores taxas de calor gerado, a cinética da reacção de hidratação fica calibrada no intervalo de maior relevância (Wirquin *et al.*, 2002).

Assim, utilizando o Método das Taxas de Hidratação determinou-se a evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação nos ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C, 40°C, 50°C e 60°C. Como já referido, a equação [3.27] terá de ser aplicada entre dois ensaios isotérmicos realizados a diferentes temperaturas, tendo no presente trabalho sido adoptados os seguintes : 20°C-30°C, 30°C-40°C, 40°C-50°C e 50°C-60°C. Obtiveram-se para os vários cimentos em análise os resultados que a seguir se apresentam.

• CEM I 52.5R

Os resultados correspondentes ao cimento CEM I 52.5R estão representados na Figura 3.37, na qual é possível observar a evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para os intervalos de temperatura considerados. Constata-se que no intervalo de temperaturas 20°C-30°C E_a apresenta uma evolução dentro do esperado, ou seja, para $\alpha < 0.1$ exibe alguma perturbação, a que se segue um andamento praticamente constante até $\alpha \approx 0.6$; para $\alpha > 0.6$ E_a regista um decréscimo até cerca de metade do valor obtido para $\alpha \in [0.1-0.6]$.

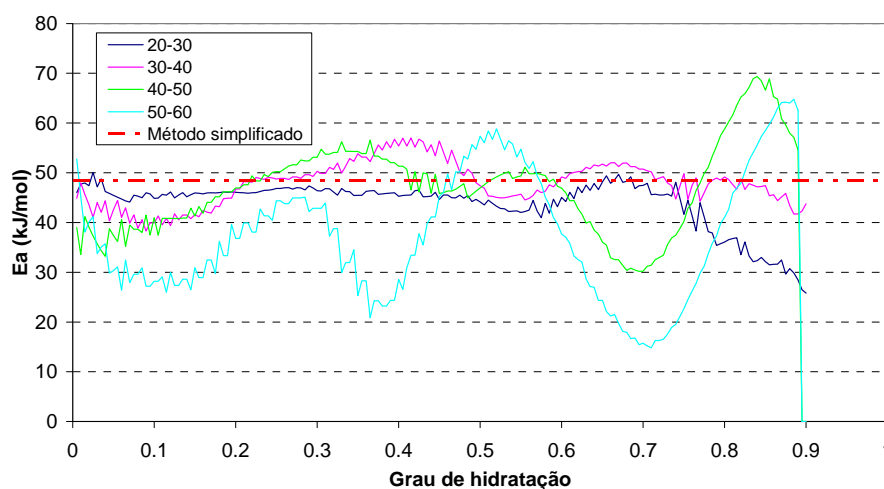


Figura 3.37 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM I 52.5R

Por sua vez para as temperaturas mais elevadas (isto é, 50°C-60°C) a evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação apresenta um comportamento totalmente atípico, não sendo possível definir uma zona de patamar. Na pesquisa bibliográfica efectuada (D'Aloia, 2002, Kada-Benameur *et al.*, 2000, Wirquin *et al.*, 2002) este tipo de comportamento nunca havia sido reportado, uma vez que os correspondentes autores só haviam efectuado determinações de E_a a partir do Método da Taxas de Hidratação envolvendo ensaios isotérmicos até 40°C.

Na Tabela 3.8 apresentam-se os valores médios de E_a , obtidos no intervalo de $\alpha \in [0.1-0.6]$. Optou-se por não apresentar os valores médios obtidos para o par de temperaturas 50°C-60°C, visto não ter sido alcançado um comportamento estável no intervalo de hidratação em análise.

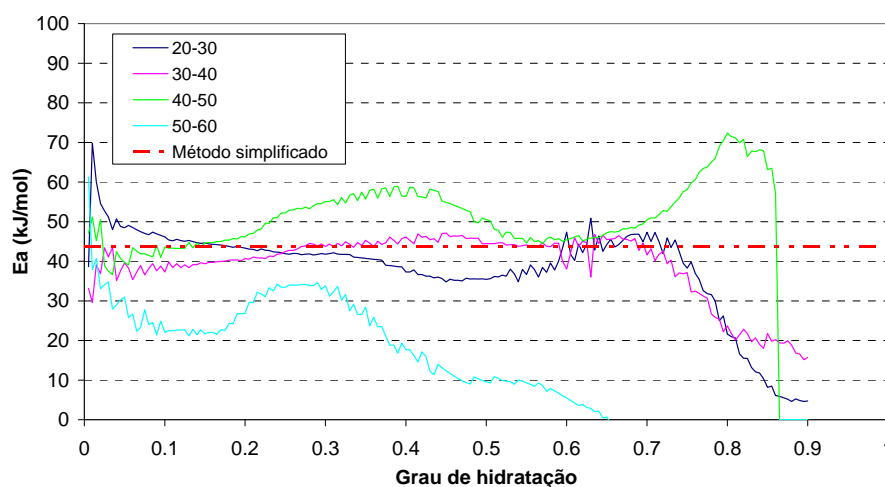
Tabela 3.8 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM I 52.5R

Campo de Temperaturas	20°C-30°C	30°C-40°C	40°C-50°C	Média
E_a médio (kJ/mol)	45.3	48.6	48.6	47.5
Coefficiente de variação %	3.0	9.7	8.4	8.4

Nota-se que ocorre um ligeiro aumento de E_a com a temperatura, fenómeno este igualmente reportado por diversos autores (Breugel, 1995, Kim *et al.*, 2001), que propuseram modelos que fazem depender E_a da temperatura. Este tipo de abordagens não é, contudo, muito correcto do ponto de vista termodinâmico, e além disso acrescenta complexidade ao problema térmico (D'Aloia, 2002). Assim, à semelhança do que é sugerido em D'Aloia, 2002, optou-se por definir E_a como independente da temperatura, sendo o respectivo valor obtido a partir da média dos valores correspondentes aos pares de temperaturas 20°C-30°C, 30°C-40°C e 40°C-50°C, que para o caso do CEM I 52.5R conduziu a $E_a = 47.5$ kJ/mol.

• CEM I 42.5R

Para o cimento CEM I 42.5R os resultados encontram-se representados na Figura 3.38, e apresentam um comportamento idêntico ao do cimento anterior para os pares de temperaturas 20°C-30°C e 30°C-40°C, ou seja, ao longo da reacção de hidratação E_a exhibe um valor aproximadamente constante até $\alpha \approx 0.6$, valor do grau de hidratação após o qual se assiste a uma diminuição significativa de E_a . Para os pares de temperaturas mais elevadas o CEM I 42.5R apresenta um comportamento atípico, à semelhança do que já tinha ocorrido com o CEM I 52.5R.

Figura 3.38 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM I 42.5R

Na Tabela 3.9 são apresentados os resultados obtidos para E_a , que correspondem à média dos valores registados na Figura 3.38 no intervalo de hidratação fixado. Novamente, para este cimento optou-se por não entrar em linha de conta com os resultados obtidos para o par de temperaturas 50°C-60°C.

Tabela 3.9 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM I 42.5R

Campo de Temperaturas	20°C-30°C	30°C-40°C	40°C-50°C	Média
E_a médio (kJ/mol)	40.3	43.2	50.7	44.7
Coefficiente de variação %	8.5	5.7	10.1	13.0

Da análise desta tabela constata-se, uma vez mais, um aumento da energia de activação com a temperatura. Utilizando apenas os resultados obtidos para os campos de temperatura apresentados na Tabela 3.9 chegou-se a um valor médio de $E_a = 44.7$ kJ/mol para o cimento CEM I 42.5R.

• CEM II/A-L 42.5R

No que diz respeito ao cimento CEM II/A-L 42.5R os resultados obtidos são apresentados na Figura 3.39. Constata-se que com excepção da curva obtida para o intervalo de temperatura 20°C-30°C, todas as demais apresentam evoluções que se afastam do esperado. Assim E_a apresenta significativas variações ao longo da reacção de hidratação, não apresentando por isso estacionaridade dentro do intervalo de hidratação seleccionado.

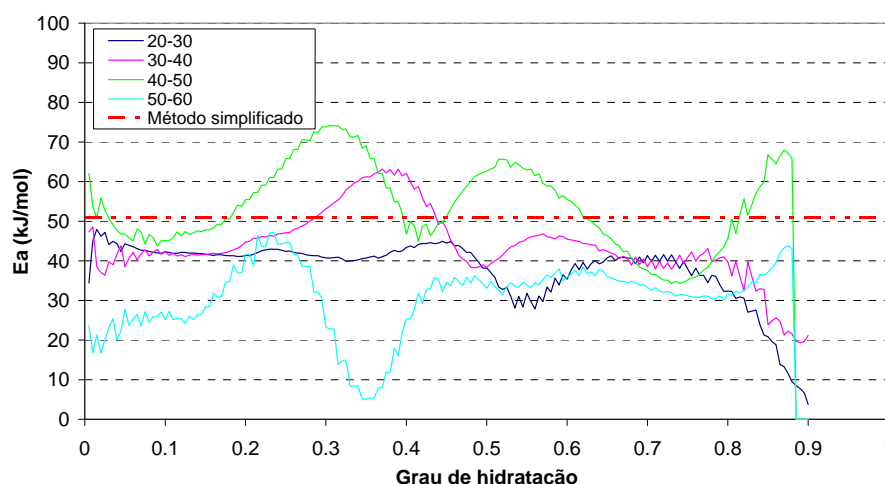


Figura 3.39 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM II/A-L 42.5R

No entanto, apesar das significativas variações de E_a dentro do intervalo de hidratação em análise, optou-se por calcular os valores médios para os intervalos de

temperatura 20°C-30°C, 30°C-40°C e 40°C-50°C, tal como resumido na Tabela 3.10. Esta opção tem em conta que se pretende traduzir a reacção de hidratação do cimento de uma forma global, logo a assunção de um valor médio para E_a dentro do intervalo de hidratação em análise, que se considera o mais representativo da reacção, é a opção que se afigura mais adequada e simples. Assim, e à semelhança do efectuado para os cimentos anteriores, chegou-se a um valor médio de $E_a = 49.1$ kJ/mol para o CEM II/A-L 42.5R. Salienta-se, no entanto, o elevado coeficiente de variação que lhe está associado, devido à dispersão dos resultados no intervalo de hidratação em análise.

Tabela 3.10 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM II/A-L 42.5R

Campo de Temperaturas	20°C-30°C	30°C-40°C	40°C-50°C	Média
E_a médio (kJ/mol)	40.1	48.3	58.8	49.1
Coeficiente de variação %	10.5	15.3	14.7	21.2

• CEM II/B-L 32.5N

No que diz respeito ao cimento CEM II/B-L 32.5N os resultados obtidos estão ilustrados na Figura 3.40. É de assinalar a semelhança que apresentam relativamente aos documentados na Figura 3.39 para o CEM II/A-L 42.5R, o que de certa forma era previsível tendo em conta que ambos os cimentos exibiram comportamentos térmicos análogos, tanto em termos da taxa de calor gerado como do calor gerado ao longo da reacção de hidratação (embora este último com valores máximos inferiores). Assim sendo, os problemas assinalados para o CEM II/A-L 42.5R repetem-se para o cimento CEM II/B-L 32.5N.

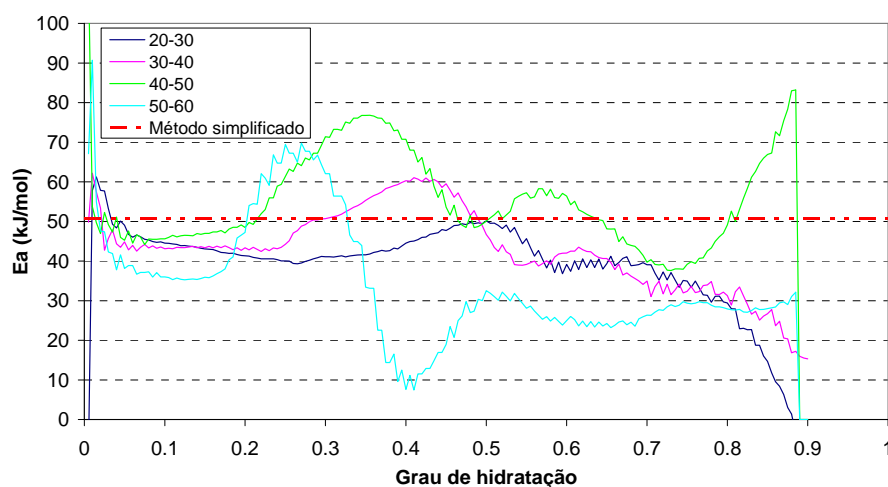


Figura 3.40 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM II/B-L 32.5N

Utilizando a metodologia descrita para o cálculo da E_a obtiveram-se os resultados que se apresentam na Tabela 3.11. Constata-se que para o CEM II/B-L 32.5N o valor médio de E_a é 50.2 kJ/mol, muito próximo do determinado para o CEM II/A-L 42.5R, o que uma vez mais era de esperar tendo em conta as semelhanças de comportamento calorimétrico dos dois cimentos.

Tabela 3.11 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM II/B-L 32.5N

Campo de Temperaturas	20°C-30°C	30°C-40°C	40°C-50°C	Média
E_a médio (kJ/mol)	43.4	48.5	58.5	50.2
Coeficiente de variação %	7.6	14.5	17.3	19.3

• CEM IV/B(V) 32.5N

Por fim, para o CEM IV/B(V) 32.5N obtiveram-se os resultados que se apresentam na Figura 3.41. Observa-se que a evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação sofre variações significativas para os vários intervalos de temperatura considerados. Com a excepção da curva obtida para o intervalo 20°C-30°C, o comportamento das diversas curvas é totalmente atípico. A causa provável para a dificuldade em caracterizar este tipo de cimento reside na presença das cinzas volantes, cuja reactividade depende fortemente da temperatura a que são realizados os ensaios isotérmicos. Tal facto vem evidenciar a dificuldade em caracterizar este tipo de cimento a partir da utilização de uma única lei de Arrhenius.

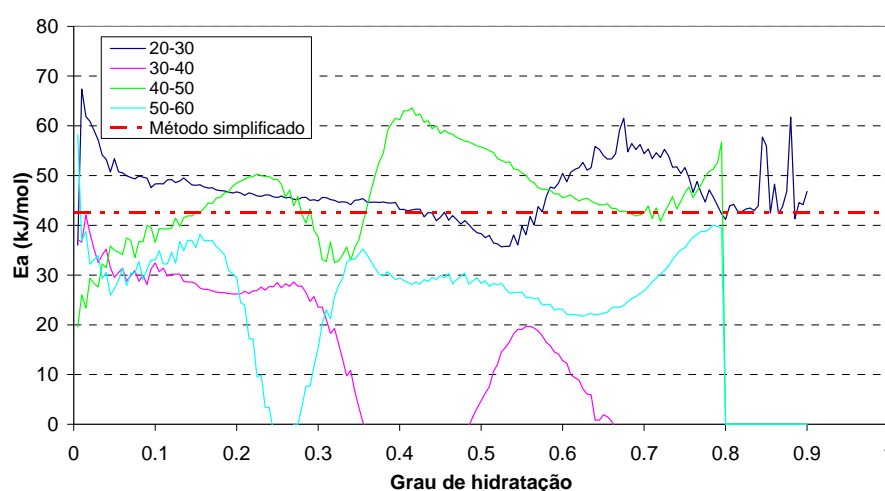


Figura 3.41 – Evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação para o CEM IV/B(V) 32.5N

Utilizando abordagem idêntica à seguida para os cimentos anteriores, na determinação de E_a obtiveram-se os resultados apresentados na Tabela 3.12. Em virtude

da elevada dispersão observada nos resultados, nesta tabela o valor médio de E_a foi definido a partir do par de temperaturas 20°C-30°C.

Tabela 3.12 – Valores de E_a determinados a partir do Método das Taxas de Hidratação para o CEM IV/B(V) 32.5N

Campo de Temperaturas	20°C-30°C	30°C-40°C	40°C-50°C	Média
E_a médio (kJ/mol)	44.2	13.2	48.5	44.2
Coefficiente de variação %	8.0	119.4	17.0	8.0

3.3.5.3 Método Simplificado

A segunda metodologia que aqui será utilizada permite determinar a energia de activação de um dado cimento a partir dos resultados obtidos no instante em que se regista a taxa máxima de calor gerado ao longo da reacção de hidratação, em ensaios isotérmicos realizados a diferentes temperaturas. Esta metodologia, sugerida em Wadsö, 2003, conduz normalmente a bons resultados para quem aborda a problemática do calor de hidratação numa perspectiva estruturalista. Assim, aplicando logaritmos neperianos a ambos os membros da lei de Arrhenius expressa na equação [2.7] obtém-se

$$\ln(\dot{Q}) = \ln(a f(\alpha)) - \frac{E_a}{R} \frac{1}{T_i} \quad [3.28]$$

em que T_i designa a temperatura a que é realizado o ensaio isotérmico. Note-se que [3.28] reproduz a equação de uma recta do tipo $Y = m X + b$, em que:

$$Y = \ln(\dot{Q}) \quad [3.29]$$

$$X = \frac{1}{T_i} \quad [3.30]$$

$$m = -\frac{E_a}{R} \quad [3.31]$$

$$b = \ln(a f(\alpha)) \quad [3.32]$$

Desenhado o gráfico de $\ln(\dot{Q})$ versus $1/T_i$ para um determinado grau de hidratação α_0 fixo obtém-se uma série de pontos sobre um alinhamento recto, sendo assim possível conhecer os correspondentes declive m e ordenada na origem b . Uma vez conhecido m facilmente se determina E_a . Assim, a partir de ensaios isotérmicos realizados a várias temperaturas, e fixando o grau de hidratação, é possível quantificar E_a em função de α .

Esta abordagem é sugerida na norma ASTM C1074-87, mas no presente trabalho optou-se por utilizar a simplificação que é proposta por Wadsö (2003), segundo a qual, e admitindo que para a caracterização de E_a os instantes mais representativos são aqueles em que ocorrem as máximas taxas de calor gerado ao longo da reacção de hidratação, se poderá aplicar a referida metodologia exclusivamente a estes instantes. Assinala-se que em ensaios isotérmicos realizados a diferentes temperaturas, e de acordo com a lei de Arrhenius, é suposto as taxas máximas de calor gerado ocorrerem para graus de hidratação iguais. Este pressuposto não se verifica na prática, uma vez que como demonstrado anteriormente as funções $f(\alpha)$ obtidas a partir dos ensaios isotérmicos não são iguais para as várias temperaturas, pelo que os correspondentes máximos também não ocorrem para o mesmo grau de hidratação. Mas tendo em conta que nos ensaios isotérmicos realizados a temperaturas mais baixas (20°C, 30°C e 40°C) as máximas taxas de calor gerado ocorreram para graus de hidratação aproximadamente iguais, para efeitos da determinação de E_a é razoável aceitar que esses máximos ocorreram para um mesmo α , independentemente da temperatura. Assim, considerando que quando a taxa de calor gerado é máxima a função $f(\alpha)$ assume o valor unitário, pode-se rescrever a equação [3.28] na forma

$$\ln(\dot{Q}_{\max}) = -\frac{E_a}{R T_i} + \ln(a) \quad [3.33]$$

Aplicando este procedimento a cada cimento é possível determinar E_a e o parâmetro a da lei de Arrhenius, tal como se apresentará seguidamente.

• CEM I 52.5R

Para o cimento CEM I 52.5R obtiveram-se os resultados apresentados na Figura 3.42. Constatase que a representação gráfica $\ln(\dot{Q}_{\max})$ versus $1/T_i$, para os ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C, 40°C, 50°C e 60°C, origina um conjunto de pontos aos quais é possível ajustar uma regressão linear. A equação da correspondente recta é apresentada no canto superior direito da figura, sendo que o respectivo coeficiente de correlação R^2 apresenta o valor de 0.9996, indicativo do bom ajuste conseguido. De acordo com a regressão obtida o valor de E_a é 48.5 kJ/mol, logo idêntico ao determinado pelo Método das Taxas de Hidratação.

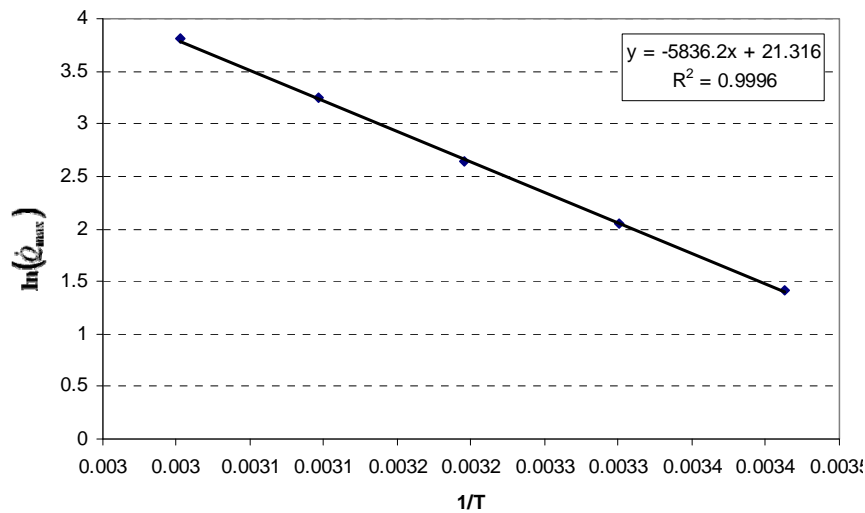


Figura 3.42 – Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM I 52.5R

• CEM I 42.5R

Na Figura 3.43 apresentam-se os resultados obtidos para o cimento CEM I 42.5R, em que novamente se regista um bom ajuste da recta de regressão aos resultados experimentais, caracterizado por um coeficiente de correlação de 0.998. A recta de regressão apresenta um declive que aponta para um valor de E_a igual a 43.8 kJ/mol, análogo ao obtido com o Método das Taxas de Hidratação.

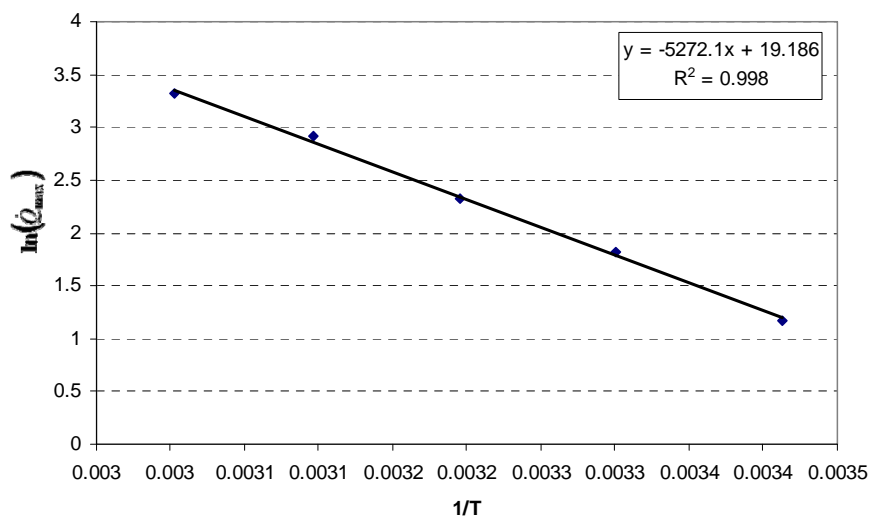


Figura 3.43 – Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM I 42.5R

• CEM II/A-L 42.5R

Relativamente ao CEM II/A-L 42.5R os resultados obtidos podem ser observados na Figura 3.44. Os pontos determinados a partir das taxas de calor gerado medidas nos vários ensaios isotérmicos apresentam desvios em relação à recta de regressão

ligeiramente superiores aos registados no cimento anterior, o que se traduz num coeficiente de correlação um pouco mais baixo, da ordem de 0.9911. Apesar disso os resultados obtidos são satisfatórios, sobretudo tendo em conta que ao longo do presente trabalho os cimentos compostos (cimentos tipo II) têm apresentado comportamentos difíceis de reproduzir com uma única lei de Arrhenius. De acordo com o declive para a recta de regressão o valor de E_a é avaliado em 51.0 kJ/mol, uma vez mais similar ao determinado com o Método das Taxas de Hidratação.

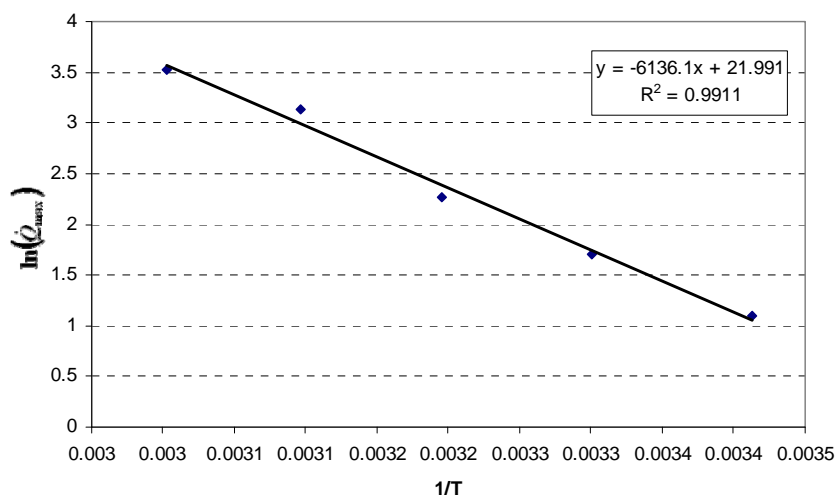


Figura 3.44 - Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM II/A-L 42.5R

• CEM II/B-L 32.5N

Para o CEM II/B-L 32.5N obtiveram-se os resultados que se apresentam na Figura 3.45, em que a recta de regressão apresenta um valor de R^2 igual a 0.9943. De acordo com a regressão obteve-se $E_a = 50.7$ kJ/mol, valor muito próximo dos 50.2 kJ/mol determinados com o Método das Taxas de Hidratação.

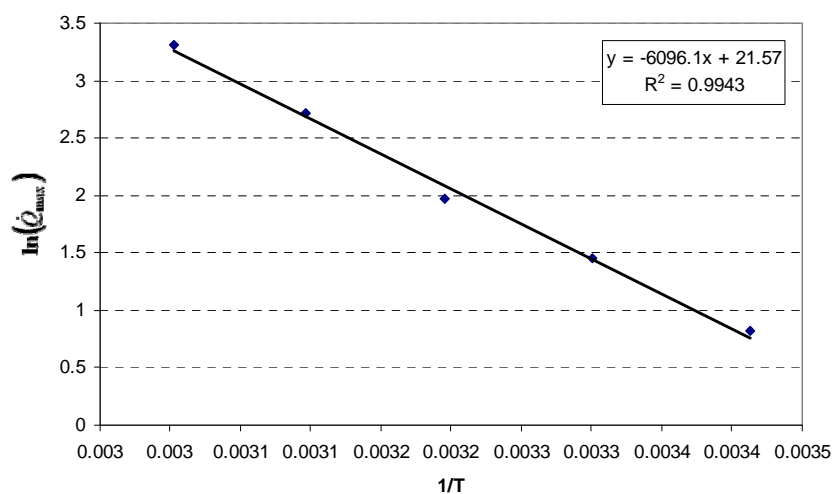


Figura 3.45 – Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM II/B-L 32.5N

- **CEM IV/B(V) 32.5N**

Por fim, para o cimento CEM IV/B(V) 32.5N obtiveram-se os resultados apresentados na Figura 3.46. Pode-se considerar que o ajuste encontrado para a recta de regressão foi bom, o qual permitiu obter um valor de E_a igual 41.9 kJ/mol.

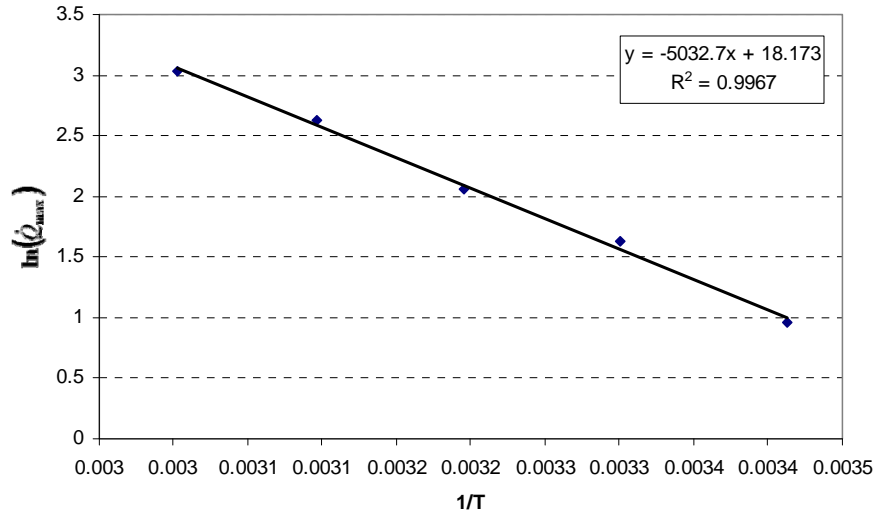


Figura 3.46 – Determinação de E_a pelo Método Simplificado para o CEM IV/B(V) 32.5N

3.3.6 Determinação do parâmetro a da lei de Arrhenius

O parâmetro a da lei de Arrhenius estabelece a amplitude da reacção de hidratação, pelo que assume valores muito diferentes consoante o tipo de cimento. A sua avaliação a partir de ensaios calorimétricos tem que ser efectuada depois da determinação de E_a , e em coerência com o método utilizado para definição da energia de activação aparente.

3.3.6.1 Método das Taxas de Hidratação

Na lei de Arrhenius a é uma constante tal que $a \exp(-E_a/RT)$ corresponde ao valor máximo da taxa de produção de calor \dot{Q}_{\max} num dado ensaio isotérmico. Assim, conhecido \dot{Q}_{\max} e sabendo que este máximo ocorre para $f(\alpha) = 1$, o parâmetro a obtém-se da seguinte forma:

$$a = \dot{Q}_{\max} e^{\frac{E_a}{RT}} \quad [3.34]$$

Assim conclui-se que para definição da constante a é necessário conhecer a energia de activação aparente. Utilizando então os valores de E_a atrás definidos pelo Método das Taxas de Hidratação para cada tipo de cimento, e aplicando a equação [3.34] aos vários ensaios isotérmicos realizados, obtiveram-se os resultados apresentados na Tabela 3.13.

Tabela 3.13 – Parâmetro a determinado pelo Método das Taxas de Hidratação

Ensaio Isotérmico	$a \times 10^8$ (1/s)				
	CEM I 52.5R	CEM I 42.5R	CEM II/A-L 42.5R	CEM II/B-L 32.5N	CEM IV B(V) 32.5N
20°C	12.201	3.006	16.730	19.874	1.957
30°C	11.996	3.145	15.867	18.876	2.111
40°C	11.963	2.953	14.995	16.769	1.848
50°C	12.449	3.131	19.672	19.681	1.919
60°C	12.771	2.847	16.986	20.248	1.773
Média	12.053	3.035	15.864	18.507	1.972

À semelhança do que foi dito para a função $f(\alpha)$, o parâmetro a teoricamente deve ser constante, independente da temperatura do ensaio isotérmico. Na Tabela 3.13 observa-se que apesar de a não ser verdadeiramente constante para as diferentes temperaturas, a variação registada não é de facto grande para a generalidade das situações. Optou-se assim por definir a como a média dos valores obtidos para as temperaturas de 20°C, 30°C e 40°C, à semelhança da estratégia adoptada para o cálculo de E_a a partir do Método das Taxas de Hidratação.

3.3.6.2 Método Simplificado

A obtenção do parâmetro a a partir do Método Simplificado é conseguida na mesma etapa que conduz à determinação de E_a . Recordando então a equação [3.33], observa-se que a ordenada na origem da recta de regressão que ajusta os vários resultados experimentais é $\ln(a)$, pelo que é imediata a determinação de a . Apresentam-se na Tabela 3.14 os resultados obtidos para os vários cimentos analisados.

Tabela 3.14 – Parâmetro a determinado pelo Método Simplificado

$a \times 10^8$ (1/s)				
CEM I 52.5R	CEM I 42.5R	CEM II/A-L 42.5R	CEM II/B-L 32.5N	CEM IV B(V) 32.5N
18.093	2.150	35.530	23.326	0.781

Por comparação desta tabela com a Tabela 3.13 constata-se que os valores obtidos para o parâmetro a através dos dois métodos adoptados são consideravelmente diferentes. Estas diferenças resultam do facto de pequenas variações na energia de activação E_a determinarem significativas variações de a , em virtude do termo exponencial presente na equação [3.34].

3.3.7 Repetibilidade das propriedades calorimétricas de cimentos do mesmo tipo, mas de proveniências diferentes

Neste subcapítulo pretende-se determinar quais as diferenças que em termos do calor gerado podem ocorrer num mesmo tipo de cimento, mas proveniente de fábricas diferentes da mesma cimenteira. Analisaram-se então dois cimentos do tipo CEM II/A-L 42.5R: (i) um proveniente de uma fábrica AL e (ii) o outro proveniente da fábrica SE. Recorrendo ao calorímetro isotérmico JAF efectuaram-se ensaios a 20°C, 30°C, 40°C, 50°C e 60°C, tendo-se obtido os resultados que se apresentam na Figura 3.47 e na Figura 3.48.

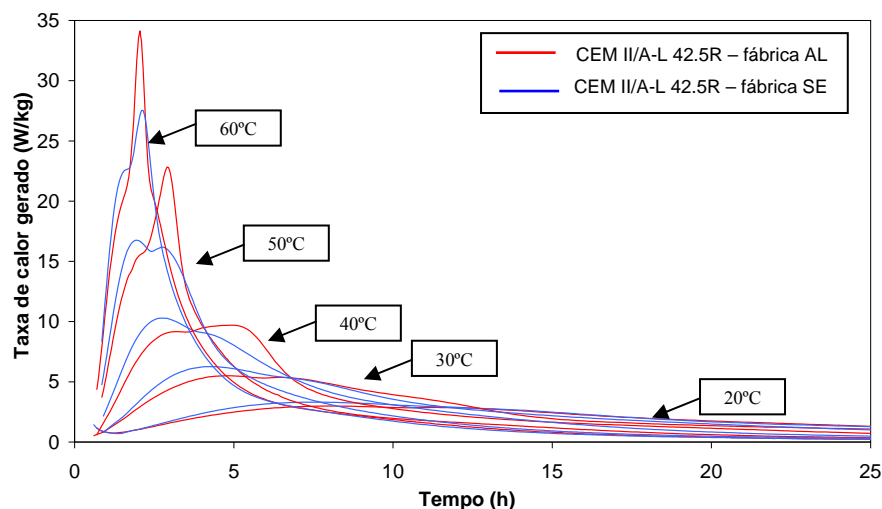


Figura 3.47 – Taxas de calor gerado para o CEM II/A-L 42.5R (fábricas AL e SE)

Analisando a Figura 3.47 constata-se que em ambos os cimentos a taxa de calor gerado ao longo da reacção de hidratação tende a apresentar dois picos (sobretudo para temperaturas de ensaio acima dos 30°C). Em termos de calor gerado acumulado (Figura 3.48) as diferenças entre os dois cimentos não são muito significativas, notando-se apenas que o calor gerado ao longo da reacção de hidratação é tendencialmente menor no cimento proveniente da fábrica AL, com excepção do ensaio realizado a 60°C.

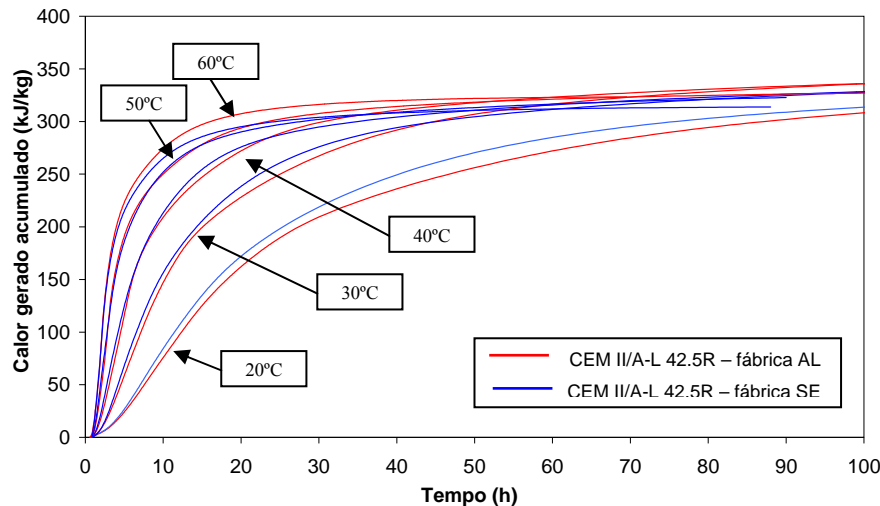


Figura 3.48 – Calor gerado acumulado para o CEM II/A-L 42.5R (fábricas AL e SE)

As diferenças encontradas no comportamento calorimétrico dos dois cimentos em análise eram de certa forma expectáveis, uma vez que apesar de serem da mesma classe os cimentos analisados são obtidos a partir de matérias-primas diferentes.

De modo a analisar o modo como o calor é gerado durante a reacção de hidratação, as curvas $f(\alpha)$ obtidas a partir de ensaios isotérmicos a 20°C encontram-se ilustradas na Figura 3.49 para ambas as fábricas de proveniência. Nesta figura observam-se algumas diferenças, principalmente no comportamento pós-pico: para o cimento da fábrica AL surge um segundo pico na função $f(\alpha)$. Em todo o caso as funções $f(\alpha)$ são, de facto, razoavelmente semelhantes entre si.

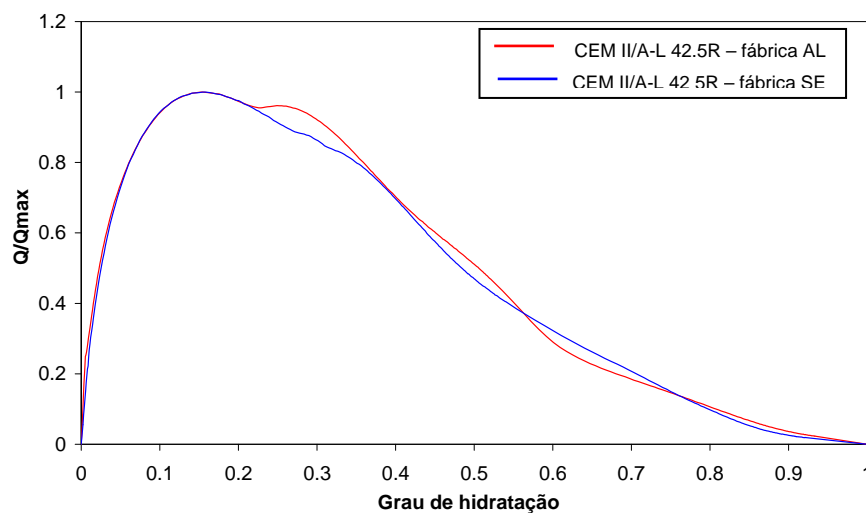


Figura 3.49 – Curvas de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ para o CEM II/A-L 42.5R (fábricas AL e SE)

3.3.8 Determinação das curvas adiabáticas para betões fabricados com os cimentos ensaiados

A função de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ evidenciou significativas variações nos ensaios isotérmicos realizados às temperaturas mais elevadas. Esta dependência de $f(\alpha)$ deve-se essencialmente ao facto de algumas reacções secundárias ganharem importância com o aumento da temperatura, fazendo com que a forma como o calor é gerado ao longo da reacção de hidratação dependa daquela, e não apenas do tipo de cimento.

No entanto isto não significa que a grandeza das variações observadas nas funções $f(\alpha)$ se reflecta directamente no campo de temperaturas que ao nível estrutural decorre da reacção de hidratação do cimento. A fim de clarificar este aspecto, seguidamente apresentar-se-ão simulações correspondentes às evoluções de temperatura expectáveis em betões curados em condições adiabáticas, isto é, perfeitamente isolados, sem trocas de calor com o meio ambiente. As correspondentes curvas de aquecimento, ditas ‘curvas adiabáticas’, podem ser obtidas a partir de ensaios isotérmicos após o estabelecimento da lei tipo Arrhenius referente a cada tipo de cimento. De facto, o calor Q gerado em condições adiabáticas pela reacção de hidratação de um cimento/betão até um determinado instante t pode ser determinado com base na Lei de Fourier (ver equação [2.1]), resultando na seguinte equação (Breugel, 2001, Jonasson, 1994)

$$Q(t) = \frac{\Delta T \rho c}{C} \quad [3.35]$$

em que:

ΔT - variação de temperatura (K) entre o instante inicial e o instante t

C - conteúdo em cimento do betão (kg m^{-3})

Rescrevendo a equação anterior em forma discreta obtém-se

$$Q_j = \frac{(T_i - T_0) \rho c}{C} \quad [3.36]$$

onde Q_j é o calor gerado até ao instante t_j , T_j é a temperatura no referido instante e T_0 é a temperatura inicial da mistura.

Escrevendo também a lei de Arrhenius em forma discreta obtém-se

$$\dot{Q}_{j+1} \square \frac{\Delta Q_{j+1}}{\Delta t} = a f(\alpha_j) e^{\frac{E_a}{R T_j}} \quad [3.37]$$

em que:

ΔQ_{j+1} - variação do calor gerado (J kg^{-1}) entre o instante t_j e o instante t_{j+1}

Δt - intervalo de tempo entre dois instantes consecutivos t_j e t_{j+1}

Tendo em conta a equação [3.36] é possível determinar ΔQ_{j+1} como se segue:

$$\Delta Q_{j+1} = Q_{j+1} - Q_j = (T_{j+1} - T_j) \frac{\rho c}{C} \quad [3.38]$$

Substituindo a equação [3.38] na equação [3.36] obtém-se:

$$(T_{j+1} - T_j) \frac{\rho c}{C} = a f(\alpha_j) e^{\frac{E_a}{R T_j}} \Delta t \quad [3.39]$$

Desenvolvendo vem

$$T_{j+1} = T_j + \frac{C}{\rho c} a f(\alpha_j) e^{\frac{E_a}{R T_j}} \Delta t \quad [3.40]$$

ou equivalentemente

$$T_{j+1} = T_j + \frac{C}{\rho c} \dot{Q}_{j+1} \Delta t \quad [3.41]$$

Assim, para um dado betão com um conteúdo em cimento C é possível determinar a respectiva curva adiabática, bastando para isso conhecer o calor específico volumétrico do betão, a lei de Arrhenius do cimento e aplicar a equação [3.41] através de um procedimento incremental, como o esquematicamente indicado na Figura 3.50.

Da Figura 3.50 constata-se que é necessário definir algumas condições iniciais, de modo a permitir o arranque do processo, nomeadamente: a temperatura inicial T_0 , o grau de hidratação inicial α_0 , o calor gerado inicial Q_0 , a taxa de calor gerado inicial \dot{Q}_0 e o incremento de tempo Δt . No que diz respeito a Q_0 e a \dot{Q}_0 , admite-se que no primeiro incremento estas grandezas deverão apresentar valor nulo. O mesmo já não pode ser dito para α_0 , pois este necessita de ser diferente de zero para que o processo incremental se inicie. A escolha do valor para α_0 deverá ser criteriosa, uma vez que se verificou no decorrer deste trabalho que este parâmetro influencia fortemente os resultados. No início adoptou-se um valor muito próximo de zero ($\alpha_0 < 0.02$), mas como

por esse facto o processo numérico arrancava muito lentamente, as curvas adiabáticas apresentavam fases dormentes iniciais muito extensas. Por sua vez quando se adoptou um valor de α_0 entre 0.02 e 0.1 o processo numérico iniciou-se mais rapidamente, obtendo-se curvas adiabáticas mais realistas. A adopção de α_0 elevados não implica perder parte da hidratação inicial, uma vez que após o primeiro incremento o grau de hidratação α é actualizado para valores da ordem de 0.001, pelo que a importância de α_0 se circunscreve apenas ao arranque do processo incremental. Assim, no presente trabalho, e após algumas tentativas, adoptou-se para α_0 o valor de 0.05, tendo este conduzido a bons resultados. Embora tivesse sido esta a abordagem seguida no presente trabalho, poder-se-ia igualmente ter adoptado um valor inicial não nulo para \dot{Q}_0 , transferindo para esta entidade a responsabilidade pelo arranque do processo numérico incremental, sendo então possível a adopção de valores mais baixos para α_0 .

Igualmente importante é a adequada escolha de Δt , uma vez que se forem adoptados intervalos de tempo muito elevados corre-se o risco de a curva adiabática ser subestimada. No presente trabalho optou-se por definir $\Delta t = 300s$ (aproximadamente 0.1% do tempo total de análise), que corresponde ao mesmo valor que tinha sido adoptado para o intervalo de aquisição de resultados nos vários ensaios isotérmicos realizados.

No processo incremental descrito na Figura 3.50 todas as expressões já tinham sido apresentadas, com excepção da que permite o cálculo de Q_{j+1} . Como é sabido o calor gerado Q corresponde ao integral da taxa de calor gerado \dot{Q} , pelo que num processo incremental é possível determinar Q_{j+1} através da seguinte aproximação trapezoidal

$$Q_{j+1} = Q_j + \frac{\dot{Q}_{j+1} + \dot{Q}_j}{2} \Delta t \quad [3.42]$$

representada naquela figura.

Por fim importa referir que em cada incremento o grau de hidratação é calculado a partir da equação [2.8], pelo que para além da lei de Arrhenius é necessário conhecer o calor gerado potencial Q_{pot} , ou seja o calor gerado a tempo infinito, que foi determinado experimentalmente no capítulo anterior.

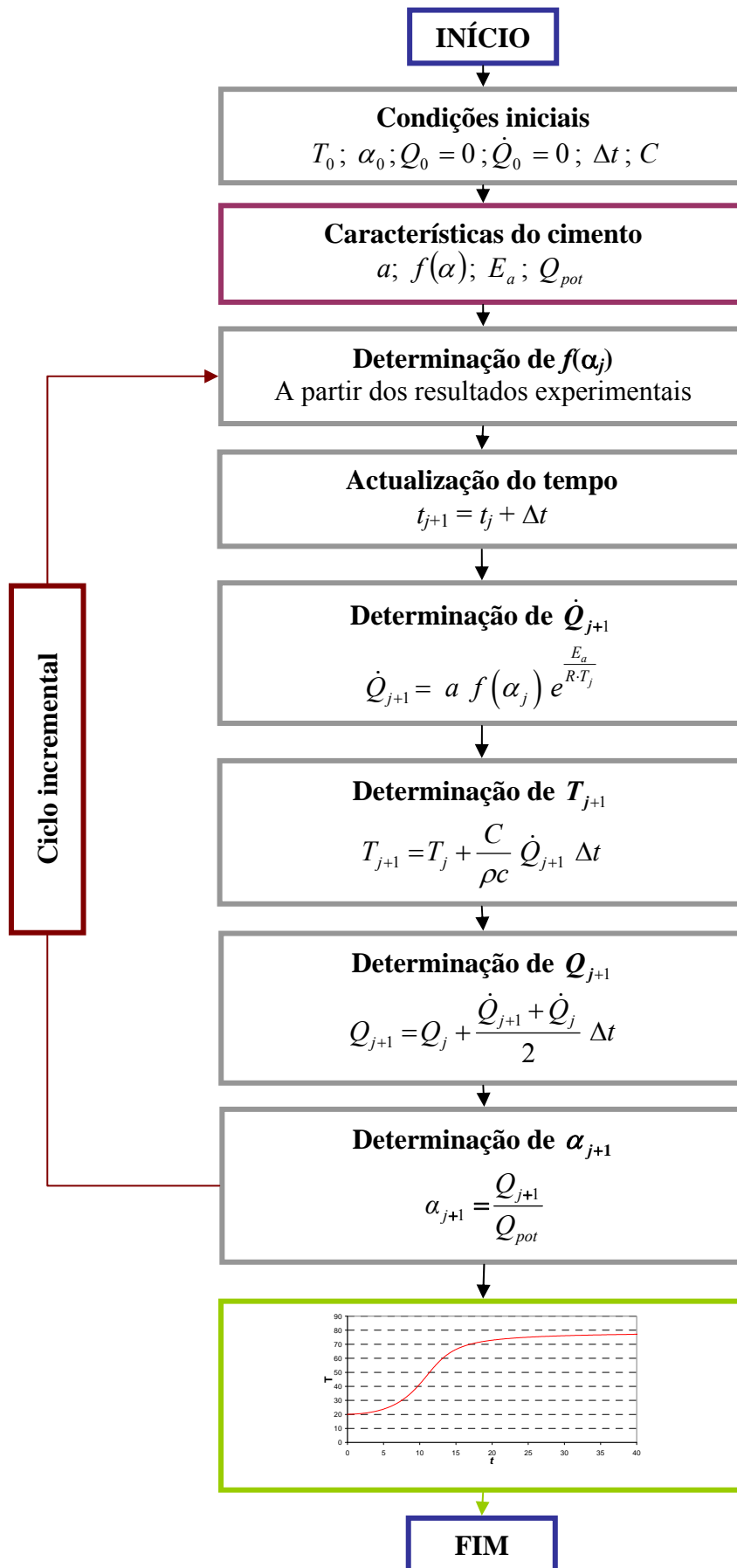


Figura 3.50 – Processo incremental para a obtenção da curva de aquecimento adiabático de um betão

Recorrendo ao processo numérico descrito ir-se-ão agora determinar as curvas adiabáticas de um betão típico, com um dado conteúdo em cimento C . Para este betão assumiram-se as propriedades que se resumem na Tabela 3.15; as condições iniciais admitidas para a utilização do procedimento descrito na Figura 3.50 encontram-se definidas na Tabela 3.16.

Tabela 3.15 – Propriedades adoptadas para o betão.

Grandeza	Valor
C - conteúdo em cimento do betão (kg m^{-3})	400
c - calor específico ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)	1000
ρ - massa volúmica (kg m^{-3})	2400
ρc - calor específico volumétrico ($\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$)	2400000

Tabela 3.16 – Condições iniciais

Grandeza	Valor
T_0 - temperatura inicial ($^{\circ}\text{C}$)	20
\dot{Q}_0 - taxa de calor gerado inicial (W kg^{-1})	0
Q_0 - calor gerado inicial (kJ kg^{-1})	0
α_0 - grau de hidratação inicial	0.05
Δt - incremento de tempos (s)	300

Para o estudo que se pretende levar a cabo assumiu-se para a energia de activação aparente E_a e para o parâmetro a da lei de Arrhenius os valores que foram determinados pelo Método das Taxas de Hidratação, indicados na Tabela 3.17. Na mesma tabela apresenta-se também o calor gerado potencial Q_{pot} (necessário para definir o grau de hidratação em cada incremento), que foi estabelecido a partir da média dos valores de Q_{∞} determinados para cada cimento analisado.

Tabela 3.17 – Propriedades adoptadas para os cimentos em análise

Tipo de cimento	E_a (kJ/mol)	$a \times 10^8$ (s ⁻¹)	Q_{pot} (kJ/kg)
CEM I 52.5R	47.51	12.05	383.13
CEM I 42.5R	44.71	3.03	353.54
CEM II/A-L 42.5R	49.07	15.86	358.42
CEM II/B-L 32.5N	50.16	18.51	280.07
CEM IV B(V) 32.5N	44.18	1.97	274.69

- **CEM I 52.5R**

Para o betão fabricado com o cimento CEM I 52.5R obtiveram-se as 5 curvas adiabáticas representadas na Figura 3.51, correspondentes às funções $f(\alpha)$ determinadas nos ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C, 40°C, 50°C e 60°C. Constata-se que as curvas adiabáticas obtidas a partir das funções $f(\alpha)$ correspondentes aos ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C e 40°C dão resultados semelhantes, e que para as funções $f(\alpha)$ referentes às temperaturas mais elevadas as curvas adiabáticas apresentam desvios mais significativos. A semelhança registada para as curvas adiabáticas obtidas com base nas funções $f(\alpha)$ correspondentes a 20°C, 30°C e 40°C era já expectável, tendo em conta que essas funções apresentavam pequenas diferenças entre si.

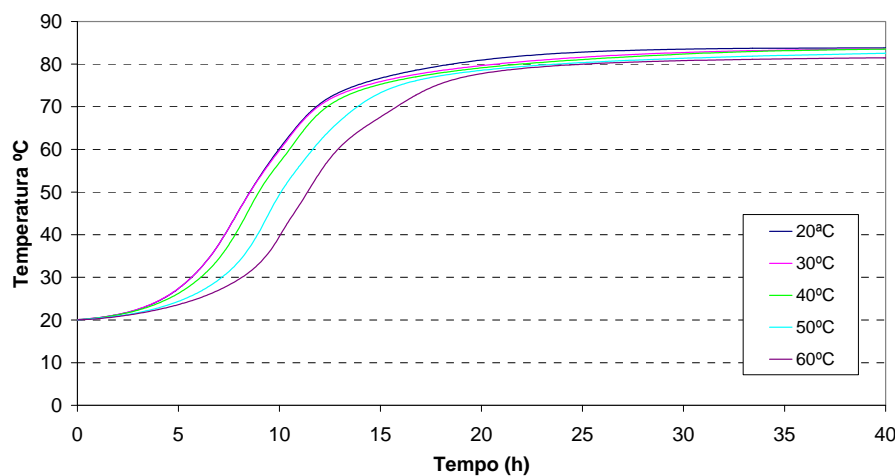


Figura 3.51 – Curvas adiabáticas para o CEM I 52.5R

- **CEM I 42.5R**

Com o cimento CEM I 42.5R as curvas adiabáticas obtidas para as várias funções $f(\alpha)$ apresentaram todas comportamentos muito semelhantes (ver Figura 3.52), evidenciando assim que as variações registadas naquelas funções não se traduziram em alterações significativas na previsão do comportamento adiabático do betão.

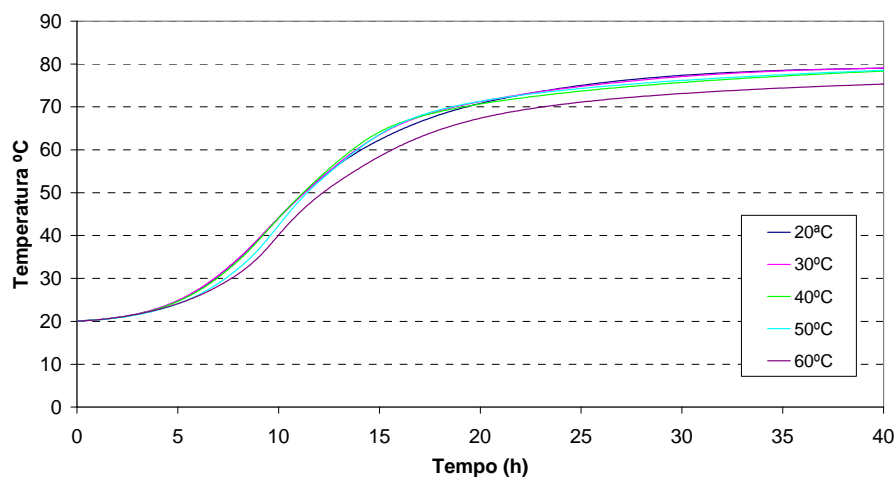


Figura 3.52 – Curvas adiabáticas para o CEM I 42.5R

• CEM II/A-L 42.5R

Por sua vez o cimento CEM II/A-L 42.5R, à semelhança do que tinha ocorrido com o CEM I 52.5R, conduz a curvas adiabáticas para o betão idênticas quando se usam as funções $f(\alpha)$ obtidas nos ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C e 40°C, como mostra a Figura 3.53. Por sua vez as curvas adiabáticas obtidas com base nas funções $f(\alpha)$ correspondentes a 50°C e 60°C apresentam desvios face às anteriores, em virtude das diferenças que já tinha sido registadas entre ambos os conjuntos de funções.

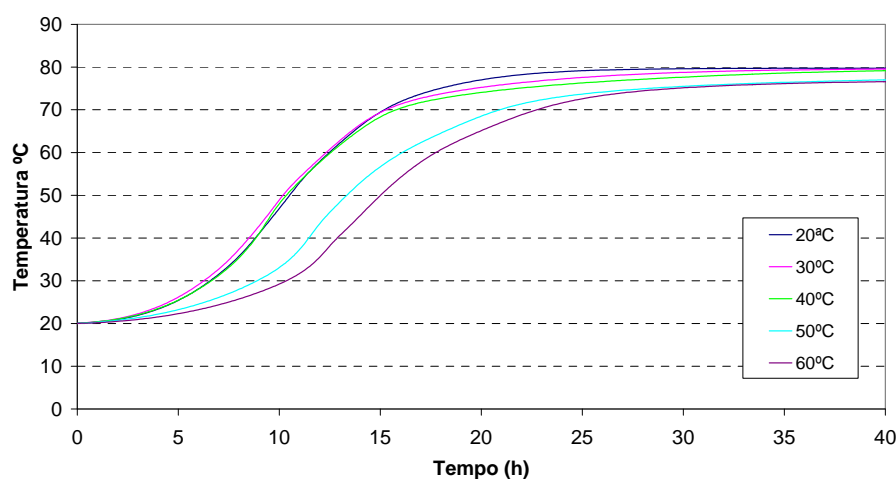


Figura 3.53 – Curvas adiabáticas para o CEM II/A-L 42.5R

• CEM II/B-L 32.5N

Na Figura 3.54 são apresentadas as curvas adiabáticas que foram obtidas para betões fabricados com o cimento CEM II/B-L 32.2N, voltando a verificar-se que apenas

com base nas funções $f(\alpha)$ obtidas nos ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C e 40°C se obtiveram comportamentos adiabáticos semelhantes.

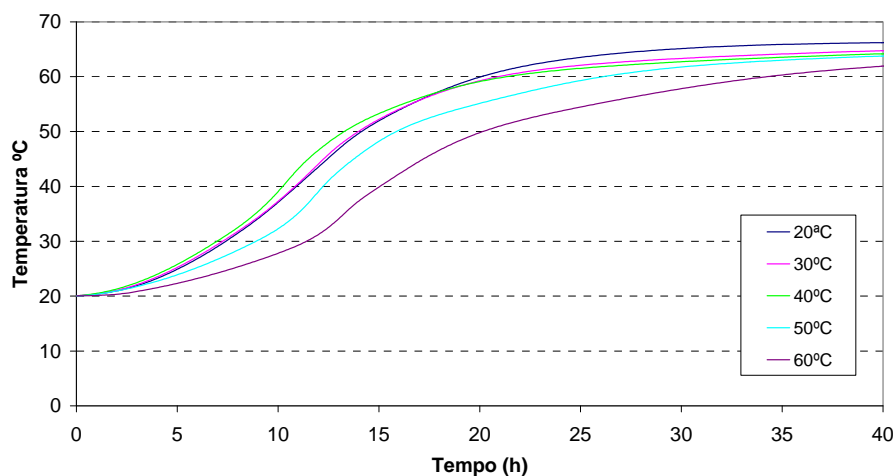


Figura 3.54 – Curvas adiabáticas para o CEM II/B-L 32.5N

• CEM IV/B(V) 32.5N

Por fim para o cimento CEM IV/B(V) 32.5N obtiveram-se os resultados que são apresentados na Figura 3.55. Observa-se que apesar deste cimento ter sido o que apresentou um comportamento térmico mais difícil de caracterizar, as diferentes curvas adiabáticas obtidas não diferem muito entre si.

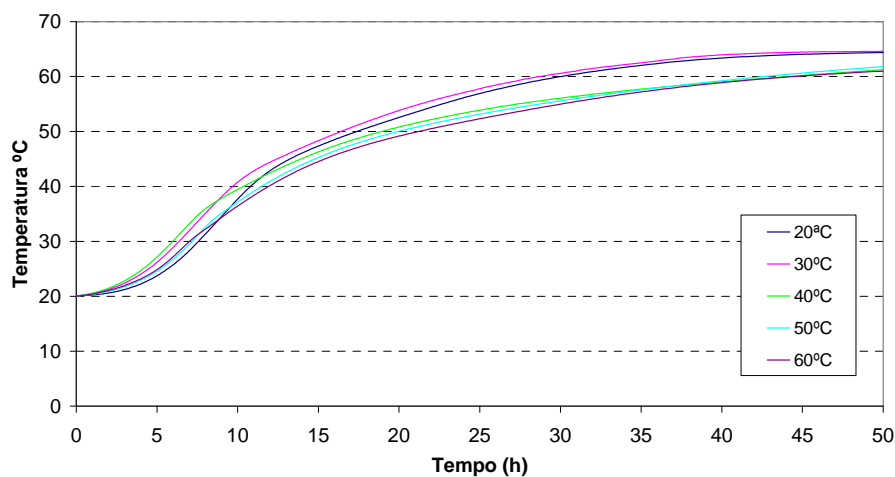


Figura 3.55 – Curvas adiabáticas para o CEM IV/B(V) 32.5N

Para os vários cimentos aqui analisados foi possível constatar que as variações registadas nas curvas adiabáticas do betão obtidas com funções $f(\alpha)$ determinadas a partir de ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C e 40°C não foram significativas. Utilizando as funções $f(\alpha)$ obtidas a partir de ensaios isotérmicos realizados às

temperaturas mais elevadas (50°C e 60°C) as variações obtidas na previsão do comportamento adiabático do betão foram mais significativas. De facto, quando se realizaram ensaios isotérmicos a temperaturas mais elevadas foi difícil ajustar a lei de Arrhenius, uma vez que para esta gama de temperaturas algumas reacções ganham importância, em virtude das diferentes termo-actividades que as várias reacções envolvidas na hidratação do cimento apresentam.

Tal facto não deve ser entendido como uma grave desvantagem, uma vez que no caso de uma estrutura real raramente se registam elevações de temperatura daquela ordem de grandeza durante períodos consideráveis, pelo que é possível admitir que no âmbito da engenharia estrutural a caracterização térmica dos cimentos pode ser efectuada a partir de ensaios isotérmicos realizados para temperaturas mais baixas (20°C, 30°C e 40°C), sendo também nestas temperaturas que os resultados apresentam menores dispersões.

4 CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA

4.1 Introdução

Neste capítulo apresentam-se os resultados obtidos numa campanha laboratorial levada a cabo com o intuito de caracterizar experimentalmente o comportamento mecânico de betões correntes durante as primeiras idades. As principais propriedades mecânicas que se pretendeu caracterizar, bem como a correspondente evolução ao longo do tempo, foram as resistências à compressão e à tracção e o módulo de elasticidade. Os fenómenos da fluência e da retracção mereceram igualmente especial destaque, do ponto de vista da correspondente caracterização para os referidos betões.

Realizaram-se então seis campanhas mecânicas que incluíram betões das classes de resistência que mais correntemente se utilizam em Portugal, desde a C20/25 à C40/50, tendo-se para o efeito recorrido a betão pronto fornecido por uma central. Para os vários betões analisados foram realizados os seguintes tipos de ensaios:

- Determinação da resistência à compressão em:
 - Cubos de 0.15m de aresta
 - Cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura

- Determinação da resistência à tracção (compressão diametral) em:
 - Cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura
- Determinação do módulo de elasticidade (compressão) em:
 - Cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura
- Caracterização da fluência (compressão) utilizando:
 - Prismas de $0.15 \times 0.15 \times 0.60 \text{ m}^3$

Estes ensaios foram realizados ao longo das primeiras idades do betão, nomeadamente aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias.

4.2 Betões ensaiados

As composições dos betões ensaiados encontram-se descritas na Tabela 4.1. Todos os betões apresentavam uma classe de abaixamento S3, de acordo com a norma europeia EN206-1 (2004), e um agregado com uma dimensão máxima de 12.5mm. Na composição foram utilizados dois tipos de ligantes, um cimento composto CEM II/A-L 42.5R, com substituição parcial do clínquer por calcário, e cinzas volantes.

Tabela 4.1 – Composições dos betões ensaiados

Campanha	Ligante (kg)	Cimento		Cinzas Volantes (kg)	Inertes		Água (kg)	A/L	Adjuvante	
		Tipo	Massa (kg)		Areia (kg)	Brita (kg)			Tipo	Massa (kg)
CM1	370	CEM II/A-L 42.5R	255	115	910	810	192	0.52	Plast P	2.22
CM2	470		340	130	700	980	175	0.37	RH 561	5.64
CM3	370		255	115	790	1010	162	0.44	RH 561	4.44
CM4	290		190	100	870	960	176	0.61	Plast P	2.03
CM5	430		300	130	690	1050	168	0.39	RH 561	5.16
CM6	410		285	125	720	1040	166	0.40	RH 561	4.92

As cinzas volantes utilizadas nos presentes betões têm origem na central térmica de Compostilla em Espanha. Em todos os betões foram adicionados adjuvantes, sendo que nas classes de resistências mais baixas foi utilizado o plastificante Plastocrete P da SIKA, e nas classes de resistências mais elevadas foi empregue um superplastificante do tipo Rheobuild 561 da Degussa.

4.3 Procedimento experimental

Em continuação são descritos a cronologia e o procedimento experimental adoptado em cada uma das seis campanhas mecânicas realizadas no Laboratório de Estruturas da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP).

Dia 0

- Betonagem dos seguintes provetes de betão:
 - 20 cubos de 0.15m de aresta para determinar a evolução da resistência à compressão aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias.
 - 10 cilindros com 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura para determinar a evolução da resistência à compressão aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias.
 - 10 cilindros (0.15m×0.30m) para determinar a evolução da resistência à tracção aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias.
 - 10 cilindros (0.15m×0.30m) para determinar a evolução do módulo de elasticidade aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias.
 - 6 prismas de 0.15×0.15×0.60m³, sendo 5 para ensaios de fluência aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias, e 1 para medição da retracção livre.
- Colocação de todas as peças na câmara de cura em condições climáticas constantes (temperatura $T = 20^{\circ}\text{C}$ e humidade relativa $\text{HR} = 50\%$).
- Revestimento da superfície dos provetes com um plástico, durante o processo de cura.

Dia 1

- Remoção dos plásticos de revestimento.
- Remoção dos moldes e colocação dos prismas (com excepção dos de fluência) numa câmara de cura $T = 20^{\circ}\text{C}$ e $\text{HR} > 95\%$.
- Colocação dos prismas de fluência e de retracção numa câmara de cura com $T = 20^{\circ}\text{C}$ e $\text{HR} = 50\%$.
- Determinação da resistência à compressão ao 1º dia, a partir de um ensaio de compressão simples, utilizando 3 cubos e 2 cilindros, de acordo com a norma europeia EN 12390-3 (2003).
- Determinação da resistência à tracção ao 1º dia, a partir do ensaio de compressão diametral, utilizando 2 cilindros, de acordo com a norma europeia EN 12390-6 (2003).

- Determinação do módulo de elasticidade ao 1º dia, a partir do ensaio de compressão, utilizando 2 cilindros de acordo com a especificação do LNEC E 397-1993.
- Início da monitorização de 1 prisma de retracção livre, colocado na câmara climática com $T = 20^{\circ}\text{C}$ e $\text{HR} = 50\%$.
- Aplicação de carga ao 1º dia num prisma de fluência, e início da monitorização das correspondentes deformações.

Dia 3

- Determinação da resistência à compressão ao 3º dia, a partir de um ensaio de compressão simples, utilizando 3 cubos e 2 cilindros.
- Determinação da resistência à tracção ao 3º dia, a partir do ensaio de compressão diametral, utilizando 2 cilindros.
- Determinação do módulo de elasticidade ao 3º dia, a partir do ensaio de compressão, utilizando 2 cilindros.
- Aplicação de carga ao 3º dia num prisma de fluência, e início da monitorização das correspondentes deformações.

Dia 7

- Determinação da resistência à compressão ao 7º dia, a partir de um ensaio de compressão simples, utilizando 3 cubos e 2 cilindros.
- Determinação da resistência à tracção ao 7º dia, a partir do ensaio de compressão diametral, utilizando 2 cilindros.
- Determinação do módulo de elasticidade ao 7º dia, a partir do ensaio de compressão, utilizando 2 cilindros.
- Aplicação de carga ao 7º dia num prisma de fluência, e início da monitorização das correspondentes deformações.

Dia 14

- Determinação da resistência à compressão ao 14º dia, a partir de um ensaio de compressão simples, utilizando 3 cubos e 2 cilindros.
- Determinação da resistência à tracção ao 14º dia, a partir do ensaio de compressão diametral, utilizando 2 cilindros.
- Determinação do módulo de elasticidade ao 14º dia, a partir do ensaio de compressão, utilizando 2 cilindros.

- Aplicação de carga ao 14º dia num prisma de fluência, e início da monitorização das correspondentes deformações.

Dia 28

- Determinação da resistência à compressão ao 28º dia, a partir de um ensaio de compressão simples, utilizando 3 cubos e 2 cilindros.
- Determinação da resistência à tracção ao 28º dia, a partir do ensaio de compressão diametral, utilizando 2 cilindros.
- Determinação do módulo de elasticidade ao 28º dia, a partir do ensaio de compressão, utilizando 2 cilindros.
- Aplicação de carga ao 28º dia num prisma de fluência, e início da monitorização das correspondentes deformações.

Dia 40

- Fim da monitorização dos ensaios de fluência.
- Fim da campanha de ensaio.

Os betões ensaiados foram fornecidos por uma central de betonagem, sendo transportados em autobetoneira até ao Laboratório de Estruturas da FEUP. Uma vez no laboratório o betão foi vertido para um balde metálico, que uma ponte móvel depois transportava para a zona de betonagem dos prismas (ver Figura 4.1). Procedia-se então ao enchimento dos vários moldes de acordo com a norma europeia EN 12390-2 (2003), que define os procedimentos que devem ser seguidos na execução e cura de provetes para ensaios de resistência mecânica. Todos os provetes utilizados apresentavam as dimensões e os requisitos mínimos necessários para efectuar os ensaios de resistência mecânica, de acordo com a norma europeia EN 12390-1 (2003).

Tal como já referido, nas várias campanhas pretendeu-se determinar a evolução das propriedades mecânicas do betão aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias de idade. Assim, e devido a limitações no número de moldes disponíveis, apenas foi possível betonar o seguinte número de prismas por idade ensaiada:

- Resistência à compressão:
 - 3 Cubos de 0.15m de aresta.
 - 2 Cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura.
- Resistência à tracção:
 - 2 Cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura.

- Módulo de elasticidade:
 - 2 Cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura.
- Fluência:
 - 1 Prisma de dimensões $0.15 \times 0.15 \times 0.60 \text{m}^3$.



Figura 4.1 – Colocação do betão no balde e transporte até à zona de betonagem

Adicionalmente foi ainda betonado um outro prisma de dimensões $0.15 \times 0.15 \times 0.60 \text{m}^3$, para caracterizar a evolução da retracção livre. Assim, em cada campanha foram betonados 20 cubos de 0.15m de aresta, 30 cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura e 6 prismas de dimensões $0.15 \times 0.15 \times 0.60 \text{m}^3$, como mostra a Figura 4.2.



Figura 4.2 – Moldes utilizados em cada campanha de ensaios

Antes do enchimento foi aplicado na superfície interior de cada molde um produto descofrante, de modo a evitar a aderência do betão. Posteriormente o enchimento foi efectuado manualmente, como ilustrado na Figura 4.3. No que diz respeito à compactação, esta foi realizada mecanicamente através de um vibrador de agulha. A

vibração foi efectuada durante o tempo necessário para assegurar a total compactação do betão, evitando a vibração excessiva de modo a prevenir fenómenos de segregação e exsudação.



Figura 4.3 – Betonagem, vibração, rectificação e cobertura dos provetes

Na betonagem e vibração dos prismas de dimensões $0.15 \times 0.15 \times 0.60 \text{ m}^3$ foi necessário tomar cuidados especiais, uma vez que no interior de cada molde se encontrava posicionado um sensor cerâmico de embeber no betão, com vista à medição das deformações durante os ensaios de fluência (ver Figura 4.4).



Figura 4.4 –Betonagem dos prismas de fluência

Uma vez betonados e vibrados todos os provetes procedeu-se ao nivelamento da superfície de modo a remover o excedente de betão acima do bordo superior do molde, utilizando para isso uma colher de trolha. Rectificados os provetes procedeu-se à colocação dos plásticos de protecção sobre a superfície exposta ao ar (ver Figura 4.3), de modo a prevenir a desidratação. Os moldes foram então curados durante 24 horas sob

uma temperatura controlada de aproximadamente 20°C, e sem trocas de humidade com o ambiente.

Notas:

Em algumas campanhas procedeu-se à betonagem adicional de 1 cubo de 0.15m de aresta por idade ensaiada, com o intuito de curar esses cubos a uma temperatura de 30°C e efectuar a caracterização da correspondente evolução da resistência à compressão. Pretendia-se confrontar as evoluções da resistência à compressão em condições de cura diferentes (a 20°C e a 30°C), e assim validar o método da Idade Equivalente.

Os provetes curados a 30°C foram sujeitos a um tratamento idêntico ao dos curados a 20°C, com a excepção do período de cura inicial, que foi de apenas 6 horas. Finalizada a cura os provetes foram desmoldados e colocados dentro de um tanque de água a 30°C (ver Figura 4.5). A temperatura desejada para a cura foi conseguida à custa de uma resistência eléctrica colocada no fundo do tanque, e que com o auxílio de um termóstato permitiu assegurar uma temperatura de $30^{\circ}\text{C} \pm 0.5^{\circ}\text{C}$.

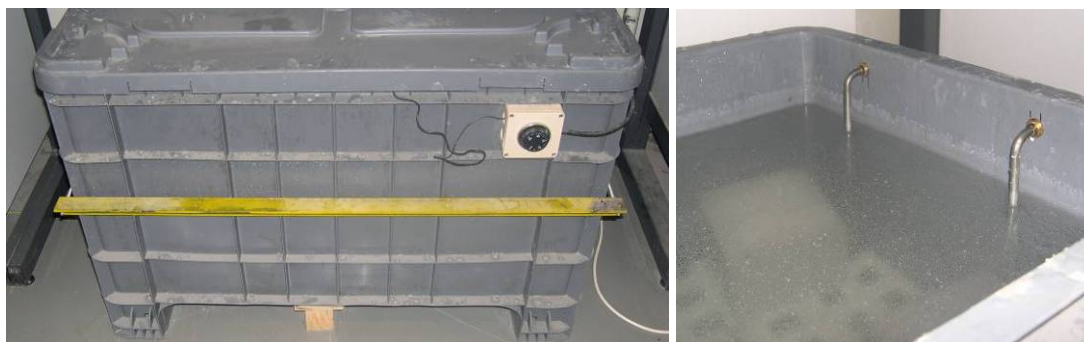


Figura 4.5 – Tanque de cura a 30°C

4.4 Evolução da resistência à compressão

4.4.1 Cura à temperatura de referência de 20°C

Passadas 24 horas após a betonagem os vários provetes foram descofrados e colocados numa câmara húmida a 20°C e com $\text{HR} > 95\%$, até à data do respectivo ensaio. Tal como referido anteriormente, efectuaram-se ensaios de resistência à compressão aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias de idade, em dois tipos de provetes: cubos de 0.15m de aresta e cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura. Os ensaios de compressão foram efectuados numa prensa MTS (ver Figura 4.6), de acordo com os procedimentos da norma EN 12390-3 (2003). A prensa utilizada permitia efectuar o

ensaio sob controlo de deslocamentos, situação que não está prevista na referida norma, uma que vez esta define a aplicação de uma taxa de tensão constante no intervalo de 0.2MPa/s a 1.0MPa/s, ou seja, através de um controlo de força. Tendo em conta que a realização de ensaios com controlo de deslocamentos fornece informação mais valiosa do que com aquela técnica de ensaio, nomeadamente o comportamento pós-pico, optou-se por utilizar este tipo de procedimento. Da experiência com a referida prensa MTS na realização de ensaios utilizando vários tipos de betões concluiu-se que uma velocidade de aplicação de deslocamentos da ordem de 0.02mm/s correspondia à aplicação de uma taxa de tensão de aproximadamente 0.4MPa/s, logo dentro do previsto pela EN 12390-3 (2003).



Figura 4.6 – Ensaio de compressão simples

4.4.1.1 Resultados obtidos em cubos

De seguida apresentam-se os resultados obtidos para a evolução da resistência à compressão em cubos nos vários betões analisados, nomeadamente as tensões máximas de compressão obtidas para cada provete e para cada idade. Os resultados obtidos para duas das seis campanhas efectuadas (campanhas mecânicas CM1 e CM2) apresentam-se da Figura 4.7 à Figura 4.8. Nestas figuras está igualmente representada a curva da evolução da resistência à compressão sugerida no EC2 com base no conceito da Idade Equivalente (equação [2.17]), assim como a curva baseada no conceito de Grau de Hidratação definida pela equação [2.10]. Na equação do EC2, e uma vez que o cimento utilizado nos vários betões foi o CEM II/A-L 42.5R, para o coeficiente s utilizou-se o valor de 0.20, que após um estudo paramétrico se verificou ajustar bem às evoluções de resistências obtidas experimentalmente. No que diz respeito à equação sugerida por Rostásy *et al.* (2001), adoptou-se para α_0 um valor de 0.05 e a evolução do grau de

hidratação obtida nos ensaios calorimétricos isotérmicos a 20°C para o CEM II/A-L 42.5R (ver Figura 3.29).

De um modo geral pode afirmar-se que a curva sugerida pelo EC2 se ajusta bem aos resultados experimentais, enquanto que a equação sugerida por Rostásy *et al.* (2001) sobrestima a evolução da resistência à compressão.

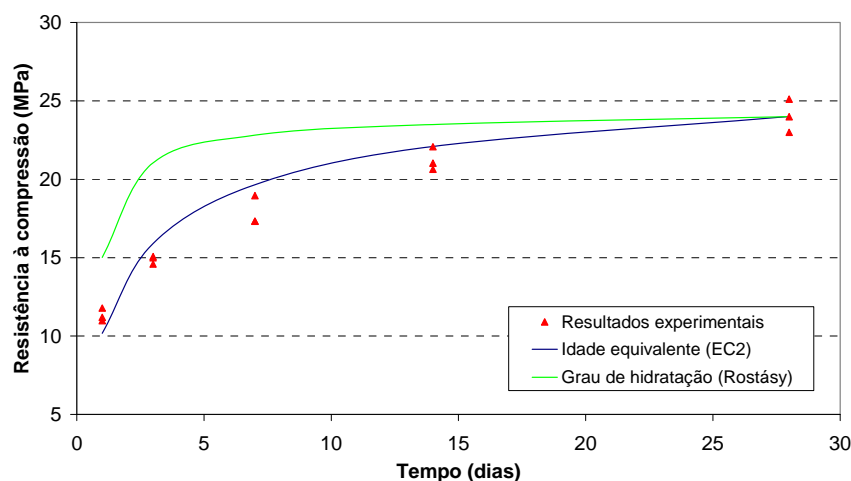


Figura 4.7 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM1

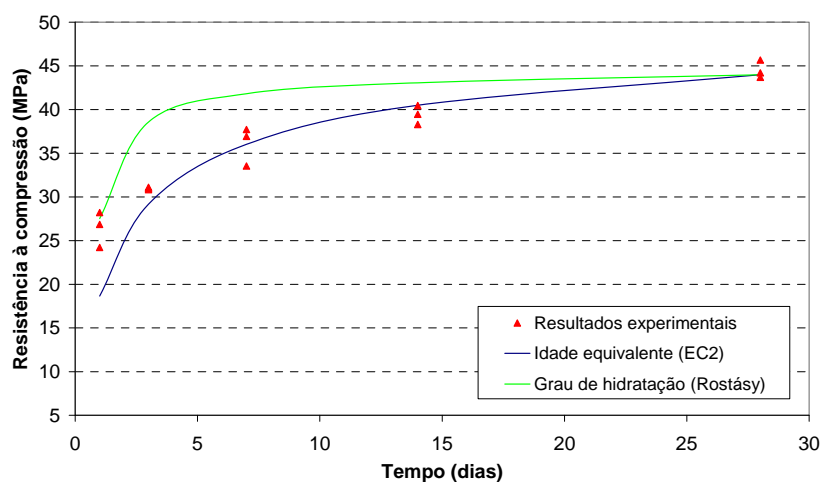


Figura 4.8 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM2

Idênticos resultados foram obtidos nas restantes campanhas (CM3, CM4, CM5 e CM6), que se encontram reproduzidas no Anexo A2, da Figura A.4 à Figura A.7. Assim, pode-se concluir que a utilização da equação sugerida por Rostásy conduz a resultados que sobrestimam a evolução da resistência à compressão. Tal deve-se ao facto de o calor gerado pela reacção de hidratação do cimento ao fim de 7 dias ter já praticamente cessado, o que segundo a equação de Rostásy *et al.* (2001) levaria a que a resistência nessa altura fosse muito próxima da final. Tal não corresponde ao observado,

uma vez que se regista um significativo aumento de resistência para além dos 7 dias, devido a reacções de polimerização, que decorrem sem geração de calor.

4.4.1.2 Resultados obtidos em cilindros

O estudo da evolução da resistência à compressão nos vários betões ensaiados foi também efectuado em cilindros, cujos resultados se apresentam em continuação. Os cilindros utilizados nas várias campanhas foram sujeitos a um processo de cura igual ao utilizado para os cubos. No entanto, previamente à realização dos ensaios de compressão foi efectuada a rectificação da superfície superior dos cilindros (uma vez que esta não é cofrada), de acordo com os procedimentos da norma europeia EN12390-3 (2003).

Para cada idade (1, 3, 7, 14 e 28 dias) ensaiaram-se 2 cilindros, tendo-se obtido os resultados que se apresentam da Figura 4.9 à Figura 4.10 para as campanhas CM2 e CM3; os restantes resultados sido remetidos para o Anexo A2 da Figura A.8 à Figura A.11. Nestas figuras estão apresentadas duas curvas, sendo uma delas referente à evolução média da resistência à compressão em cilindros e a outra referente à evolução média da resistência em cubos. De uma forma geral observa-se que a evolução da resistência à compressão em cilindros segue a mesma tendência que a obtida em cubos, embora fornecendo valores ligeiramente inferiores. Tal era já esperado em virtude do efeito de cintagem provocado nos cubos pelos pratos da prensa; apesar disso, observa-se que nas idades mais jovens as diferenças entre as resistências à compressão medidas em cubos ou em cilindros são diminutas.

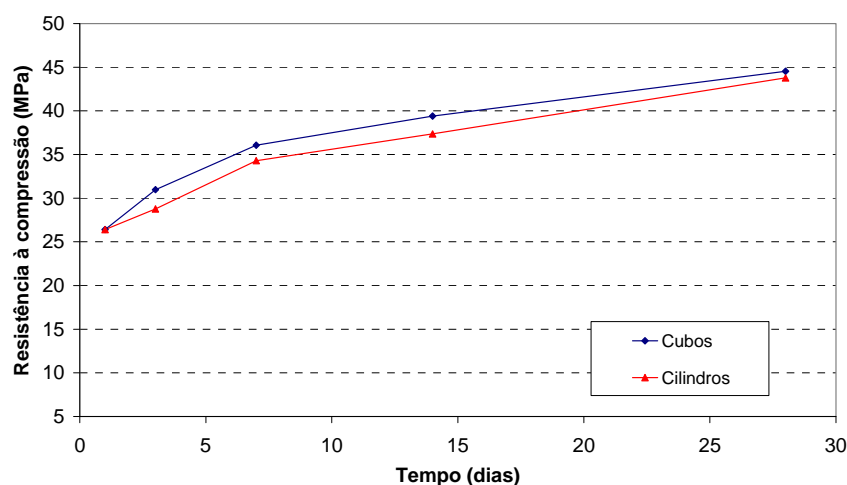


Figura 4.9 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM2

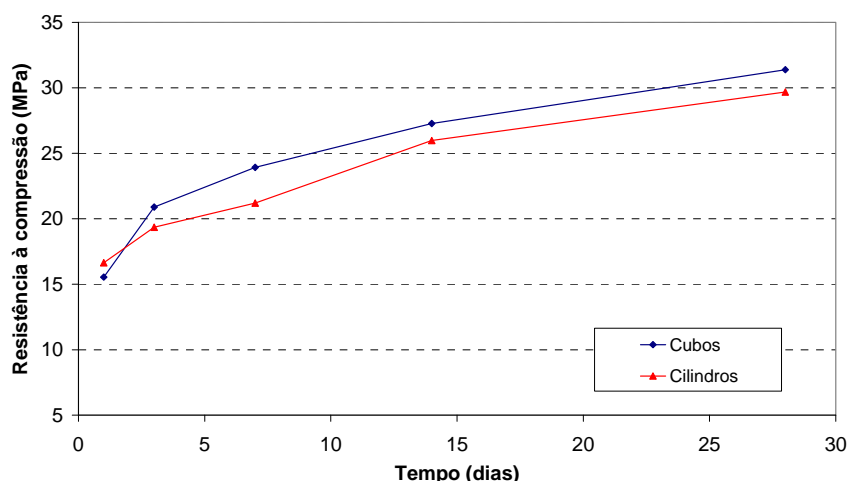


Figura 4.10 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM3

4.4.2 Evolução da resistência à compressão em cura a 30°C

Como referido anteriormente, em algumas das campanhas experimentais, nomeadamente nas CM3, CM4 e CM5, foram betonados 5 cubos adicionais, os quais tendo sido curados a 30°C foram ensaiados à compressão aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias. As correspondentes evoluções das resistências à compressão encontram-se reproduzidas da Figura 4.11 à Figura 4.13. A título comparativo apresentam-se nessas figuras os resultados experimentais obtidos para a cura a 20°C, assim como as curvas teóricas do EC2 para 20°C e 30°C. A curva do EC2 relativa à cura a 30°C foi obtida a partir da equação [2.17], utilizando o conceito da Idade Equivalente. Recorrendo à equação [2.16] e tomando $E_a = 49.07$ kJ/mol (valor determinado a partir de ensaios isotérmicos para o tipo de cimento utilizado, com o Método das Taxas de Hidratação), obtiveram-se as idades equivalentes que se apresentam na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Idade equivalente para cura a 30°C e $T_{ref}=20^\circ\text{C}$

Idade de ensaio t	Idade equivalente t_{eq} (20°C)
1	2.0
3	5.9
7	13.8
14	27.6
28	55.1

Na Figura 4.11, relativa à campanha CM3, observa-se que os provetes curados a 30°C apresentaram significativos aumentos da resistência à compressão para idades mais avançadas ($\approx 37\%$ aos 28 dias). Constata-se ainda que a partir do 7º dia a

resistência à compressão já se encontra claramente acima da curva do EC2 para os 30°C.

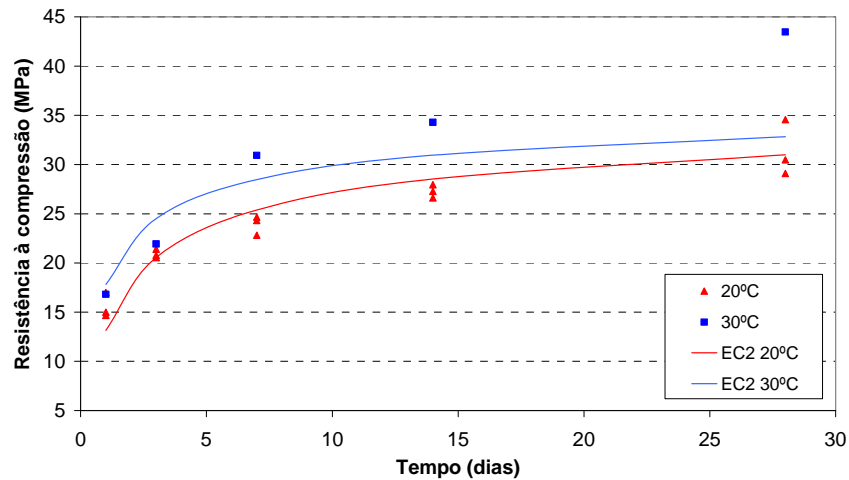


Figura 4.11 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C na CM3

À semelhança do que acaba de ser referido, na campanha CM4 (ver Figura 4.12) voltou-se a observar um claro ganho de resistência para a cura a 30°C, a qual se acentua para idades avançadas, sendo o aumento de aproximadamente 31% aos 28 dias.

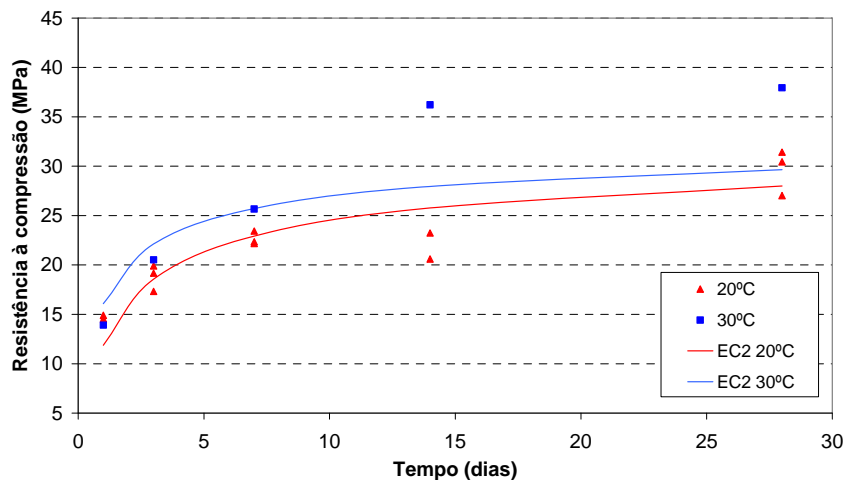


Figura 4.12 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C na CM4

Idênticas tendências são observáveis na campanha CM5, onde o ganho de resistência à compressão com a cura a 30°C é nítido, sendo de cerca de 37% aos 28 dias (ver Figura 4.13).

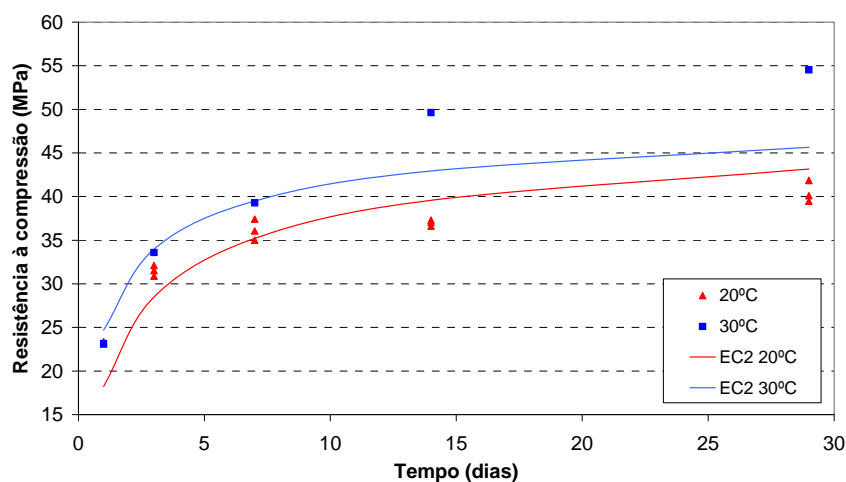


Figura 4.13 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C na CM5

Tendo em conta o conceito de Maturidade exposto no Capítulo 2, algumas das observações efectuadas para a cura a 30°C não são facilmente explicáveis: se por um lado a evolução experimental da resistência à compressão para uma cura a 30°C foi bem aproximada pela curva teórica do EC2 até aos 7 dias, para idades mais elevadas assistiu-se a ganhos inesperados de resistência, que aos 28 dias atingiam um valor médio de cerca de 35%. Estes resultados podem dever-se à presença de cinzas volantes nos vários betões ensaiados (cerca de 30% do ligante são cinzas volantes), pois é sabido que aquelas quando utilizadas como substituto parcial do cimento possuem propriedades ligantes latentes (uma vez que são materiais pozzolânicos), não endurecendo por si só quando misturadas com a água, mas quando finamente moídas e na presença desta reagem com hidróxido de cálcio resultante da hidratação do cimento, formando compostos de silicato e aluminato de cálcio (Coutinho, 2002). A reactividade das cinzas volantes está assim dependente da reacção de hidratação do cimento, e uma vez que a reactividade deste depende da temperatura, pode-se dizer que a hidratação das cinzas possui também uma dependência da temperatura (embora indirecta). Isto mesmo foi igualmente evidenciado nos estudos efectuados por Maltis e Marchand (1997), que ao analisarem a influência da temperatura de cura na hidratação de argamassas com substituição parcial do cimento de Portland por cinzas volantes, constataram que para temperaturas de cura crescentes as argamassas com elevados conteúdos de cinzas evidenciavam ganhos de resistência significativos para idades avançadas, comparativamente com o que se registava nas argamassas apenas com cimento de Portland (ver Figura 4.14).

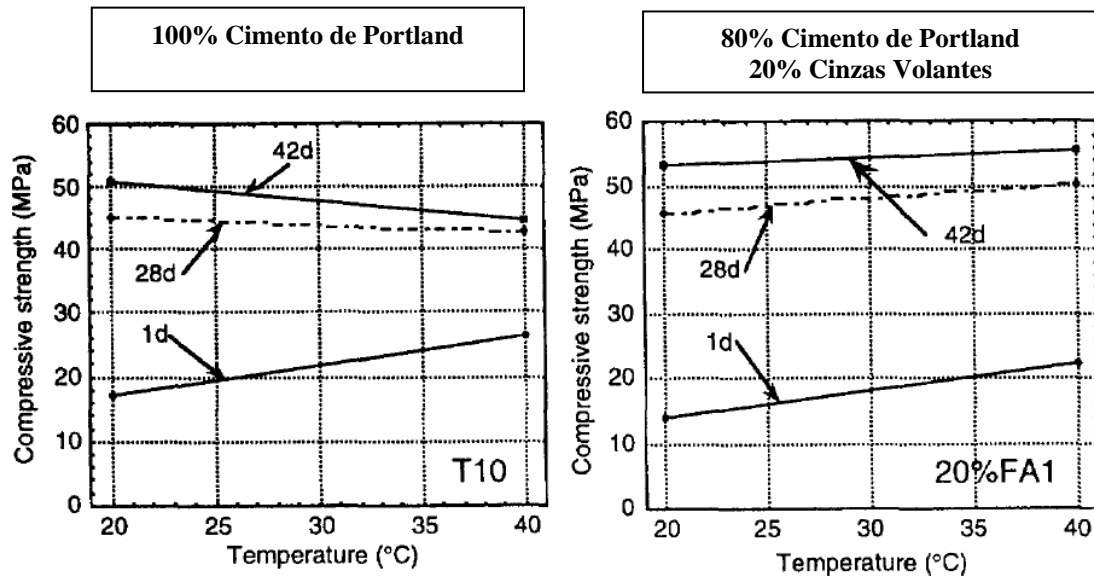


Figura 4.14 – Influência da temperatura na resistência à compressão (Maltais e Marchand, 1997)

O ganho de resistência à compressão a longo prazo para temperaturas de cura mais elevadas em betões com substituição de cimento por cinzas deve-se provavelmente ao facto de a reacção pozolânica não ser apenas sensível à temperatura, como a maior parte das reacções químicas, mas também ao pH da água disponível. Em Fraay (1989) é demonstrado que o aumento de temperatura faz aumentar a concentração do ião OH^- da água disponível, facilitando a dissolução das cinzas volantes e portanto tornando-as mais reactivas. Por forma a validar este pressuposto procedeu-se a um ensaio complementar utilizando duas argamassas: (i) uma de referência (só com cimento CEM II/A-L 42.5R) e (ii) outra com substituição parcial do cimento por cinzas volantes idêntica à dos betões aqui ensaiados. Determinou-se então a evolução da resistência à compressão aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias para as temperaturas de cura de 20°C e 30°C.

Para a argamassa de referência obtiveram-se os resultados que se apresentam na Figura 4.15. Constata-se que quando o ligante é apenas cimento a resistência à compressão apresentou o comportamento esperado, isto é, com o aumento da temperatura de cura observou-se uma aceleração na evolução da resistência até cerca dos 7 dias (resultante da termo-actividade da reacção de hidratação); a partir dos 7 dias o aumento da temperatura de cura induziu uma diminuição da resistência à compressão, sendo a resistência aos 28 dias na cura a 30°C inferior à obtida com a cura a 20°C.

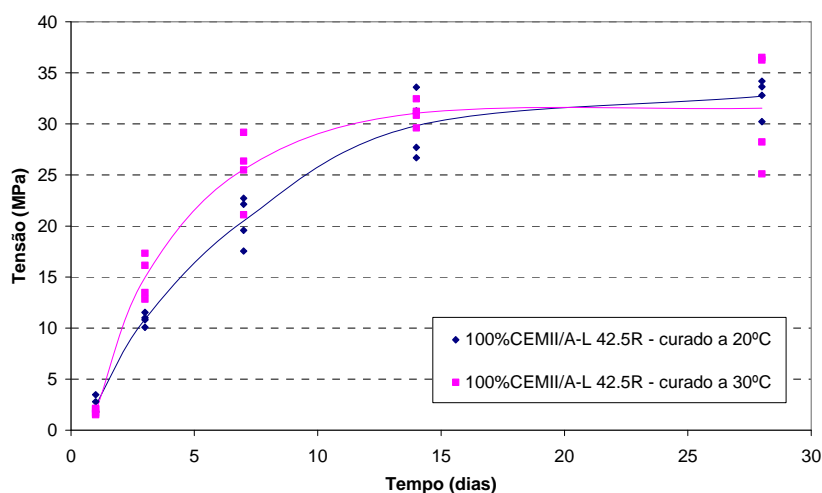


Figura 4.15 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C para a argamassa de referência

No entanto para a argamassa com substituição parcial do cimento por cinzas volantes os resultados vieram a comprovar as suposições anteriormente apresentadas, como mostra a Figura 4.16. Assim, e à semelhança do que tinha ocorrido como os betões ensaiados nas diversas campanhas, as argamassas curadas a 30°C apresentaram significativos aumentos da resistência à compressão para idades mais avançadas, de aproximadamente 35% aos 28 dias.

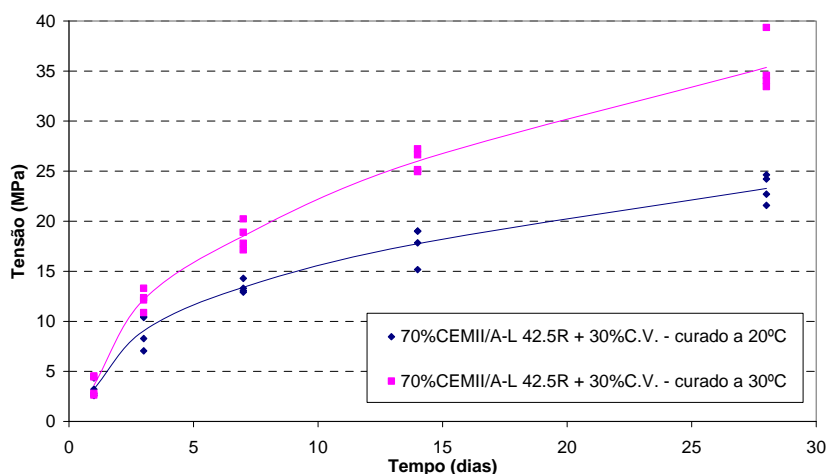


Figura 4.16 – Evolução da resistência à compressão a 20°C e a 30°C para a argamassa com substituição parcial do cimento por cinzas volantes

A dúvida que então se coloca é se o princípio da Maturidade (Idade Equivalente) poderá ser aplicado a betões com substituição parcial do cimento por cinzas volantes. Resultados preliminares de ensaios calorimétricos levados a cabo na FEUP têm evidenciado que as E_a das pastas contendo cimento e cinzas são ligeiramente inferiores às das pastas contendo apenas cimento, o que torna impossível que a partir da

maturidade, e utilizando o conceito da Idade Equivalente, se possam prever os aumentos de resistência evidenciados para idades mais avançadas nos betões aqui apresentados.

4.5 Evolução da resistência à tracção

Experimentalmente a resistência à tracção pode ser medida através de três tipos de ensaios: tracção directa, flexão e compressão diametral. No presente trabalho foi adoptado o ensaio de compressão diametral, que consiste em colocar na prensa um cilindro (igual aos utilizados na compressão) com o eixo na horizontal, utilizando para o efeito o acessório ilustrado na Figura 4.17a. Uma vez posicionado é aplicado ao cilindro uma força de compressão diametral crescente, até se atingir a rotura por tracção indirecta, dividindo o provete verticalmente em duas partes, como mostra a Figura 4.17b. Conhecida a força P que produz a rotura o cilindro, a partir da teoria da elasticidade é possível determinar o estado de tensão ao longo do plano vertical de aplicação da carga (ver Figura 4.18), com especial relevância para a tensão horizontal de tracção indirecta σ_H , dada pela equação [4.1], com a qual se determina a resistência à tracção do betão. Devido ao facto de não estar instalado no cilindro um estado de tracção uniforme, o EC2 estipula ainda que a resistência à tracção f_{ct} a considerar é 90% do valor obtido neste ensaio de compressão diametral.

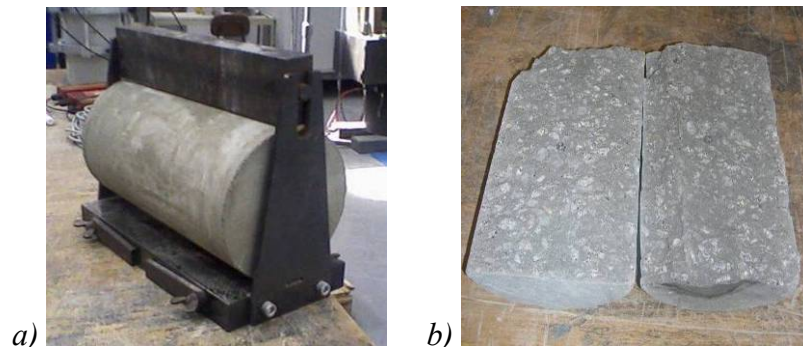
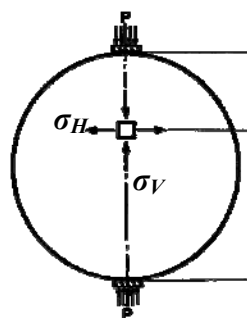


Figura 4.17 – Ensaio de compressão diametral



$$\sigma_H = \frac{2P}{\pi LD} \quad [4.1]$$

L - comprimento do cilindro

D - diâmetro do cilindro

Figura 4.18 – Estado de tensão no ensaio de compressão diametral (adaptado de Neville (2005))

Assim, para cada um dos betões analisados no presente trabalho procedeu-se à caracterização da respectiva resistência à tracção aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias de idade. Para cada idade foram ensaiados dois cilindros de 0.15m de diâmetro e 0.30m de altura. Os ensaios de compressão diametral foram realizados na mesma prensa utilizada para os ensaios de compressão simples, de acordo com a norma EN 12390-6 (2003), utilizando a técnica de controlo de deslocamentos com uma velocidade equivalente à prevista nesta norma para controlo de força.

Na Figura 4.19 e na Figura 4.20 apresentam-se os resultados obtidos para a evolução da resistência à tracção dos betões das campanhas CM4 e CM5; os resultados referentes aos restantes betões podem ser visualizados no Anexo A2, da Figura A.12 à Figura A.15. Nestas figuras encontram-se igualmente representadas as curvas da evolução da resistência à tracção com a idade equivalente, segundo o EC2 (ver equação [2.19]), e com o grau de hidratação a partir da equação sugerida por Rostásy *et al.* (2001) (ver equação [2.9]).

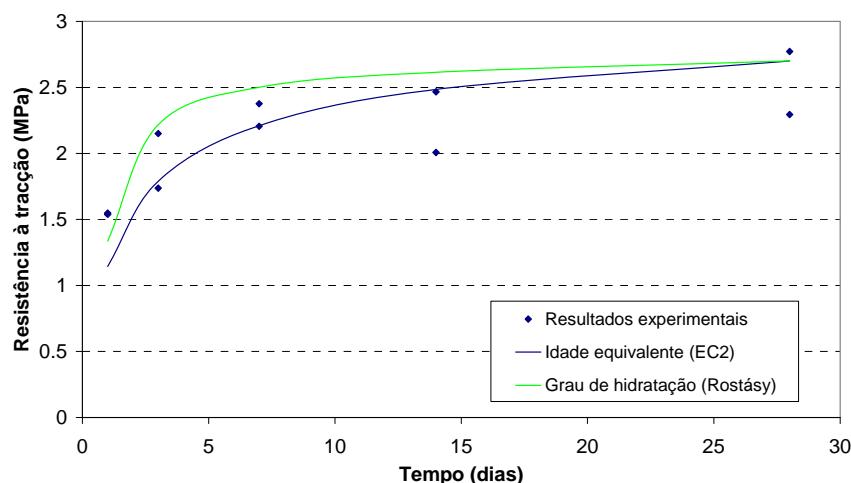


Figura 4.19 – Evolução da resistência à tracção na CM4

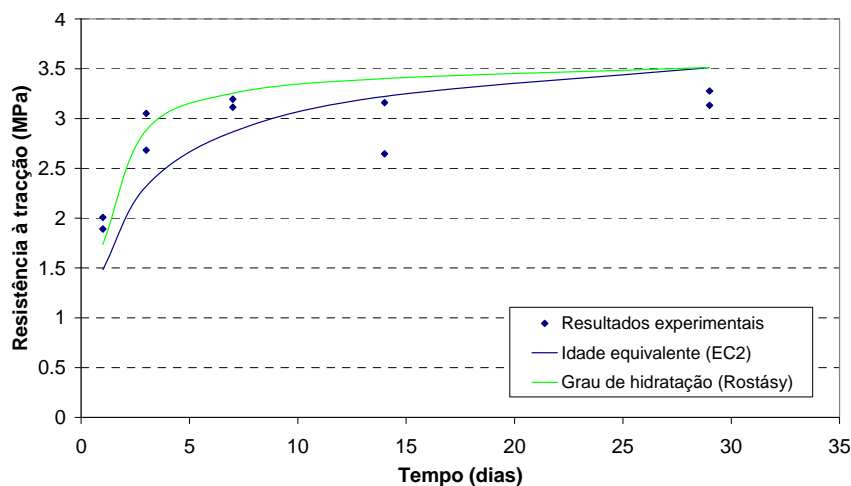


Figura 4.20 – Evolução da resistência à tracção na CM5

Da análise destes resultados constata-se que a determinação da resistência à tracção a partir do ensaio de compressão diametral apresenta dispersões significativas, no entanto dentro do que é usual, sendo inclusivamente já esperada. De qualquer forma este facto torna difícil a interpretação dos resultados, uma vez que o número de cilindros ensaiados se revelou insuficiente face à dispersão do ensaio. No que diz respeito ao desempenho da equação do EC2 para previsão da evolução da resistência à tracção do betão, e apesar de os resultados não serem muito esclarecedores, pode afirmar-se que no essencial a função ajustou bem os resultados experimentais, apesar de em algumas campanhas ter subestimado a resistência à tracção no primeiro dia. Relativamente à equação sugerida por Rostásy *et al.* (2001) observa-se, mais uma vez, que esta fornece evoluções da resistência mais aceleradas nas primeiras idades que a equação do EC2, mas face à elevada dispersão nos resultados experimentais é difícil avaliar qual a equação que tem um melhor desempenho. No entanto a equação sugerida por Rostásy tem tendência a sobrestimar a resistência à tracção, não sendo por isso conservativa no que se refere à avaliação do risco de fendilhação.

A resistência à tracção não só é difícil de determinar experimentalmente, como apresenta grande variabilidade de betão para betão. Isto acontece porque esta resistência, mais do que a resistência à compressão, depende da forma e da textura da superfície do agregado (CEB-FIP, 1991). No entanto, no EC2 é proposta a seguinte correlação entre ambas as resistências

$$f_{ctm} = 0.30 f_{ck}^{2/3} \quad \text{se } f_{ck} \leq 50 \text{ MPa} \quad [4.2]$$

$$f_{ctm} = 2.12 \ln(1 + (f_{cm}/10)) \quad \text{se } f_{ck} > 50 \text{ MPa} \quad [4.3]$$

em que

- f_{ctm} - resistência à tracção média (MPa)
- f_{ck} - resistência característica à compressão (MPa)
- f_{cm} - resistência média à compressão (MPa)

Na Figura 4.21 apresenta-se a evolução conjunta de f_{ctm} versus f_{cm} para as várias campanhas realizadas, e a representação gráfica da equação [4.2] com $f_{ck} = f_{cm} - 8$ (MPa). Pode observar-se que a relação entre as resistências à tracção e à compressão dos ensaios experimentais apresentou valores e evoluções próximas das previstas pelas expressões do EC2.

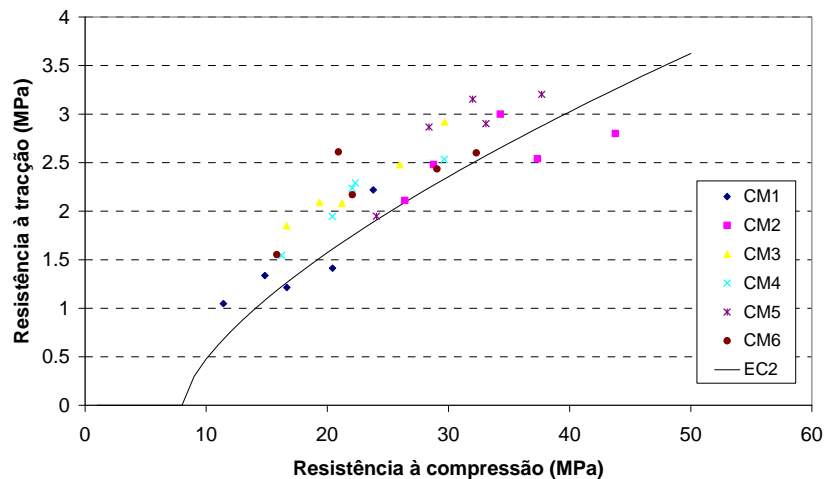


Figura 4.21 – Relação entre as resistências à tração e à compressão

4.6 Evolução do módulo de elasticidade

4.6.1 Procedimento experimental

Para os vários betões estudados procedeu-se à determinação da evolução do módulo de elasticidade, tomando como ponto de partida os ensaios mecânicos para determinação da resistência à compressão realizados aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias de idade. Foram ensaiados dois cilindros por idade, de acordo com o procedimento experimental baseado na especificação do LNEC E 397-1993, o qual inclui as seguintes etapas:

- Os provetes até à altura do ensaio foram mantidos numa câmara de cura em ambiente controlado com $T = 20^{\circ}\text{C}$ e $\text{HR} = 95\%$.
- Duas horas antes do ensaio precedeu-se à rectificação da face superior dos cilindros.
- Previamente aos ensaios para determinação do módulo de elasticidade foram realizados os ensaios de resistência à compressão, de modo a fixar o intervalo de aplicação da carga.
- A determinação do módulo de elasticidade obrigou à realização de vários ciclos de carga e descarga em compressão, tendo-se adoptado um intervalo de tensões entre 1 MPa e $1/3$ de f_{cm} .
- Procedeu-se à colocação três LVDT externos em cada cilindro, de modo a definir com razoável precisão a deformação média numa zona central do provete com um comprimento de referência de 10cm (ver Figura 4.22).
- Colocação e centragem do cilindro na prensa.

- Aplicação da tensão de compressão inicial de 1 MP e determinação da respectiva extensão.
- Aumento da tensão de compressão até $f_{cm}/3$, a uma taxa de 0.5 MPa/s, verificando-se a estabilidade das deformações medidas nos LVDT.
- Realização de 14 ciclos de carga e descarga em compressão, procedendo-se à leitura contínua das forças na célula de carga da prensa e das deformações nos LVDT externos, o que origina um resultado tipo o representado na Figura 4.23.
- Cálculo do módulo de elasticidade por ciclo de carga a partir da relação

$$E_c = \frac{\sigma_a - \sigma_b}{\varepsilon_a - \varepsilon_b} \quad [4.4]$$

onde

σ_a - tensão máxima por ciclo

σ_b - tensão mínima por ciclo

ε_a - extensão correspondente à tensão σ_a

ε_b - extensão correspondente à tensão σ_b

- Cálculo do módulo de elasticidade médio E_{cm} do ensaio a partir da média aritmética dos módulos de elasticidade para os últimos 10 ciclos (os 4 primeiros ciclos eram desprezados por envolverem ajustes iniciais).
- Se nos últimos 10 ciclos se registassem variações do módulo de elasticidade superiores a 10% entre ciclos consecutivos o ensaio era interrompido, procedendo-se à descarga do cilindro. Voltava-se então a centrar o provete, repetindo-se o ensaio.



Figura 4.22 – Monitorização de um cilindro no ensaio do módulo de elasticidade

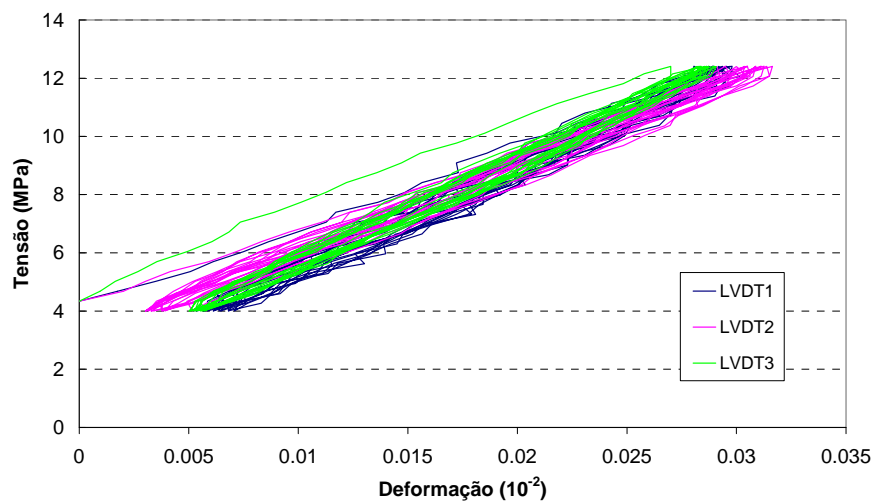


Figura 4.23 – Resultado típico de um ensaio para determinação do módulo de elasticidade

4.6.2 Resultados obtidos

Utilizando o procedimento experimental descrito procedeu-se à determinação da evolução do módulo de elasticidade para os vários betões analisados. Os resultados relativos às campanhas CM2 e CM4 estão reproduzidos na Figura 4.24 e Figura 4.25; os referentes às restantes campanhas podem ser consultados no Anexo A2 (ver da Figura A.16 à Figura A.19). Nas Figura 4.24 e Figura 4.25 estão também representadas as curvas do EC2 para representar a evolução do módulo de elasticidade a partir do conceito da Idade Equivalente (ver equação [2.20]), e a equação sugerida por Rostásy que expressa a mesma evolução a partir do grau de hidratação (ver equação [2.11]).

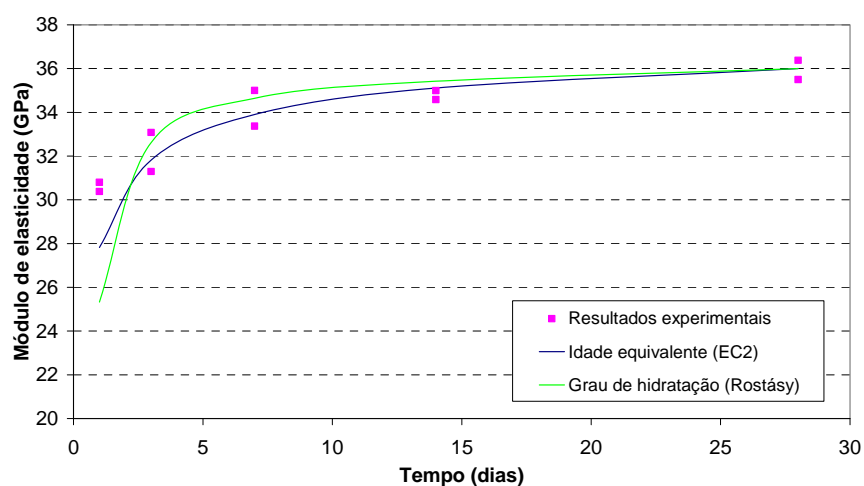


Figura 4.24 – Evolução do módulo de elasticidade na CM2

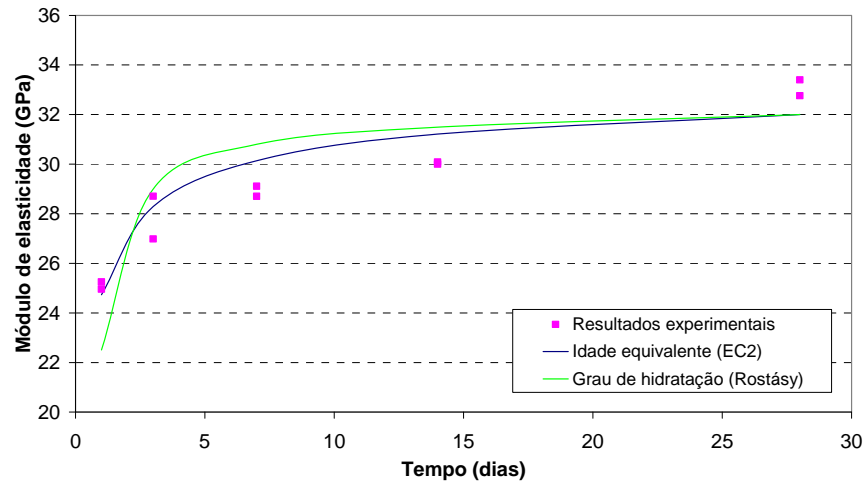


Figura 4.25 – Evolução do módulo de elasticidade na CM4

De uma maneira geral constata-se que os resultados experimentais apresentam dispersões dentro do que se pode considerar normal para o ensaio do módulo de elasticidade em compressão. No que diz respeito às evoluções que se obtêm com a equação do EC2 ou com a sugerida por Rostásy, pode afirmar-se que, de uma forma geral, ambas forneceram resultados próximos dos experimentais. Apenas há a salientar que a equação sugerida por Rostásy tendencialmente subestimou o módulo de elasticidade no primeiro dia.

A resistência à compressão e o módulo de elasticidade do betão dependem de um conjunto comum de factores, nomeadamente a relação w/c e o tipo de inertes, o que dá origem a uma correlação entre as evoluções de ambas as propriedades mecânicas, expressa no EC2 pela equação

$$E_{cm} = 22 \left[\frac{f_{cm}}{10} \right]^{0.3} \quad [4.5]$$

com E_{cm} expresso em GPa e f_{cm} em MPa.

De modo a comprovar se os vários betões ensaiados apresentavam uma relação entre o módulo de elasticidade e a resistência à compressão consistente com a expressão do EC2, na Figura 4.26 apresenta-se a correspondente evolução conjunta para as várias campanhas realizadas, bem como a tradução gráfica da equação [4.5]. A figura permite constatar a reduzida dispersão dos resultados experimentais, bem como o bom ajuste da lei de evolução entre E_{cm} e f_{cm} sugerida pelo EC2.

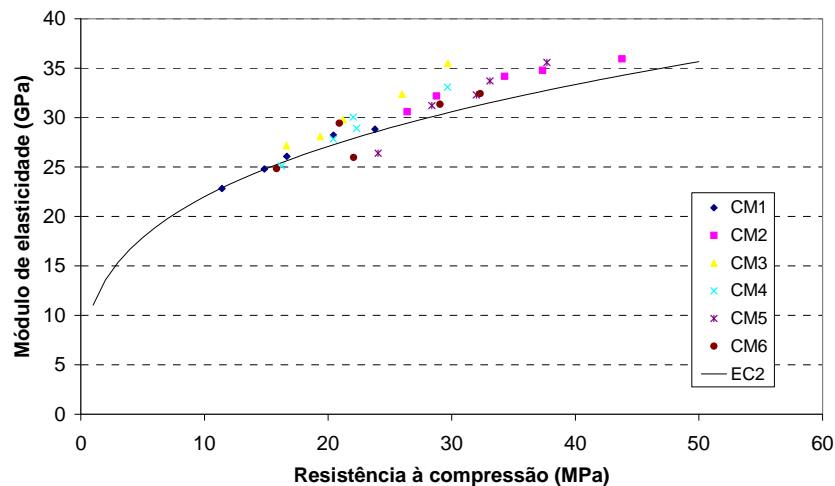


Figura 4.26 – Relação entre o módulo de elasticidade e a resistência à compressão

4.7 Retracção

4.7.1 Procedimento experimental

A retracção é um dos fenómenos mais importantes na análise do comportamento de estruturas de betão, sobretudo quando existem impedimentos ao seu livre desenvolvimento. Contudo, este continua a ser um dos fenómenos mais difíceis de caracterizar, quer devido a dificuldades na medição das correspondentes deformações (muito pequenas), quer devido a dificuldades em isolar as várias componentes que integram a retracção, nomeadamente a autógena, a de secagem, a plástica e a originada pela carbonatação. Para efeitos de análise do comportamento do betão nas primeiras idades são sobretudo relevantes as duas primeiras componentes, sendo que a retracção de secagem é sobretudo importante para estruturas laminares.

De uma forma simplificada poder-se-á dizer que a retracção de secagem está ligada à redução de volume do betão como resultado da perda de água para o meio ambiente, enquanto a retracção autógena está relacionada com a contracção da pasta após a presa, causada por retracção química (e sem trocas de humidade com o exterior).

No presente trabalho pretendia-se estudar a retracção individualizada nas duas componentes indicadas. Para medir a retracção autógena é necessário medir, desde o início da presa, a retracção de um provete de betão que se encontre impossibilitado de realizar trocas de humidade com o ambiente. Recorrendo a um provete com dimensões iguais, mas com possibilidade de efectuar trocas de humidade com o ambiente exterior, poder-se-á medir a retracção total. Subtraindo a esta última a retracção autógena fica

determinada a parcela da retracção de secagem, cuja grandeza dependerá do gradiente de humidade relativa entre o betão e o ambiente, assim como da secção do prisma exposta à secagem.

Contudo, revelou-se difícil medir a retracção de um prisma desde o instante em que se inicia a presa, garantindo a não ocorrência de trocas de humidade entre o betão e o ambiente. Na condução das várias campanhas experimentais realizadas para o presente trabalho procurou-se estabelecer um procedimento para medir e individualizar a retracção autógena, embora sem sucesso. Ora os ensaios fracassavam por dificuldades na monitorização das deformações, ora os resultados ficavam comprometidos devido a dificuldades em garantir um isolamento perfeito que impossibilitasse as trocas de humidade entre o prisma e o ambiente. Assim, apenas foi possível quantificar a retracção total em prismas sem qualquer isolamento, colocados numa câmara de ambiente controlado com $T = 20^{\circ}\text{C}$ e $\text{HR} = 50\%$. A quantificação da retracção total foi efectuada em prismas de dimensões $0.15 \times 0.15 \times 0.60\text{m}^3$, iguais aos utilizados nos ensaios de fluência.

A monitorização da deformação correspondente à retracção total (e de igual forma para as deformações nos ensaios de fluência) foi realizada à custa de sensores cerâmicos de embeber no betão, com um comprimento de referência de 5cm, que incorporam extensómetros eléctricos de 350Ω , auto-compensados para a temperatura. Os sensores eram conectados a um sistema de aquisição permanente (DT515 da DataTaker) através de uma ligação em quarto de ponte de Wheatstone (com ligação a três fios*) – ver Figura 4.27. O intervalo de aquisição foi de 10 minutos.

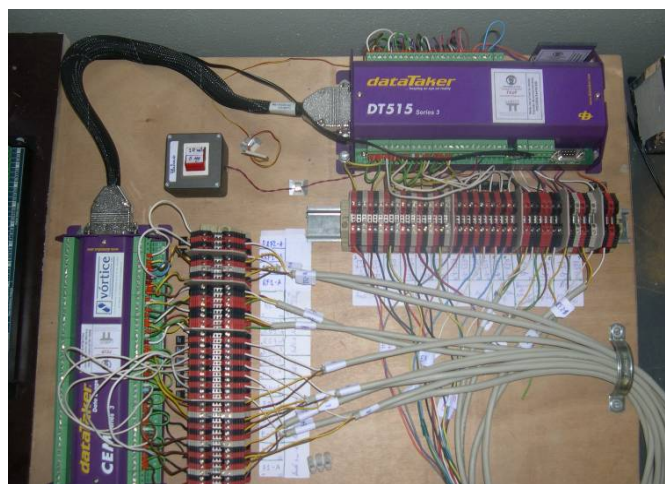


Figura 4.27 – Sistema de aquisição permanente

* Tipo de ligação que permite anular efeitos negativos decorrentes do comprimento dos cabos de ligação.

4.7.2 Resultados obtidos

De modo a ser possível comparar as medições experimentais da retracção com o cálculo analítico da retracção segundo o EC2, em continuação apresenta-se a metodologia preconizada neste código. Assim, a retracção autógena ε_{ca} poderá ser calculada com as expressões

$$\varepsilon_{ca}(t) = \beta_{as}(t) \varepsilon_{ca}(\infty) \quad [4.6]$$

$$\varepsilon_{ca}(\infty) = 2.5(f_{ck} - 10) \times 10^{-6} \quad [4.7]$$

$$\beta_{as}(t) = 1 - e^{-0.2(t)^{0.5}} \quad [4.8]$$

em que:

- t - idade do betão (dias)
- $\varepsilon_{ca}(\infty)$ - retracção autógena a tempo infinito

No que diz respeito à retracção de secagem ε_{cd} esta poderá ser calculada de acordo com seguinte formulação

$$\varepsilon_{cd}(t) = \beta_{ds}(t) K_h \varepsilon_{cd,0} \quad [4.9]$$

$$\beta_{ds}(t) = \frac{t - t_s}{(t - t_s) + 0.04\sqrt{h_0^3}} \quad [4.10]$$

em que:

- t_s - idade do betão em que começa a secagem (no presente caso $t_s = 1$ dia)
- K_h - coeficiente dependente de h_0 , e no presente caso igual a 0.925
- h_0 - espessura equivalente dada por $2A_c/u$ (em mm), em que A_c é a área da secção e u é o perímetro exposto à secagem

Por sua vez a retracção de secagem básica $\varepsilon_{cd,0}$ poderá ser calculada a partir da relação

$$\varepsilon_{cd,0} = 0.85 \left[(220 + 110 \alpha_{ds1}) e^{\left(-\alpha_{ds2} \frac{f_{cm}}{f_{cm0}} \right)} \right] \beta_{RH} \times 10^{-6} \quad [4.11]$$

em que:

- f_{cm0} - é igual a 10 MPa
- α_{ds1} e α_{ds2} - coeficientes que dependem do tipo de cimento
- β_{RH} - coeficiente igual a $-1.55 \left[1 - \left(\frac{HR}{100} \right)^3 \right]$
- HR - humidade relativa do ambiente (%)

Apresentam-se na Figura 4.28 e na Figura 4.29 as evoluções das retrações totais obtidas em prismas colocados num ambiente com $T = 20^\circ\text{C}$ e $HR = 50\%$, e para os betões ensaiados nas campanhas CM3 e CM4; os resultados referentes às restantes campanhas podem ser consultados no Anexo A3, nomeadamente da Figura A.20 à Figura A.23. Nas várias campanhas experimentais realizadas a medição da retração iniciou-se 24 horas após a betonagem, aquando da descofragem. Tal facto implicou a perda de uma pequena parcela da retração autógena, mas uma vez que para os betões ensaiados $\varepsilon_{ca}(\infty)$ não chegou a representar 10% da retração total, pode afirmar-se que a informação perdida é negligenciável.

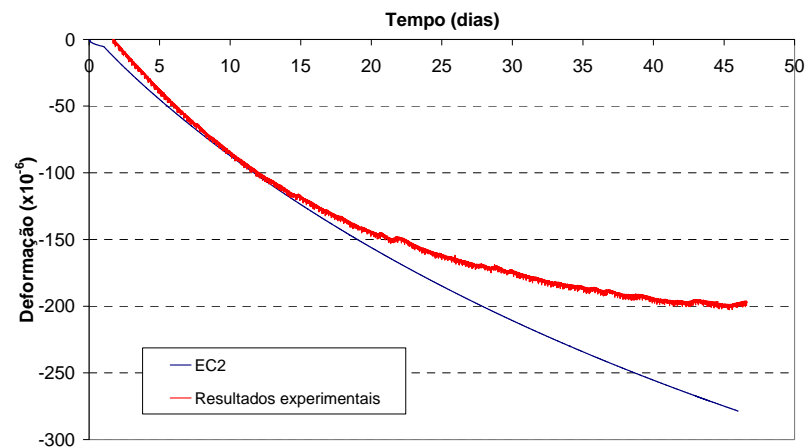


Figura 4.28 – Retração total para o betão da CM3

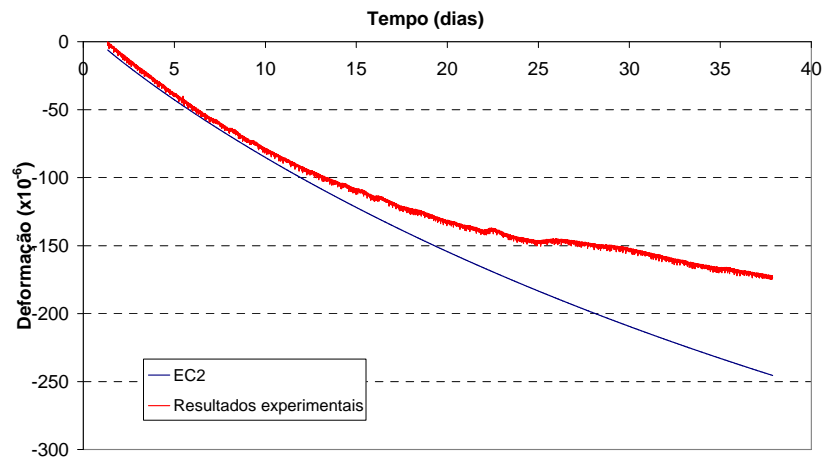


Figura 4.29 – Retração total para o betão da CM4

Da observação da Figura 4.28 e da Figura 4.29 conclui-se que, de uma forma geral, as expressões sugeridas no EC2 evidenciam tendência para sobrestimar a retracção total medida experimentalmente nos betões ensaiados, nomeadamente a partir dos 15 dias de idade. No entanto, para a maioria das campanhas as formulações teóricas do EC2 forneceram previsões da retracção total bastante próximas das experimentais até aos 15 dias de idade, período de interesse para os objectivos do presente trabalho, centrado no estudo do comportamento do betão nas primeiras idades.

4.8 Fluência

4.8.1 Sistema para ensaios de fluência

No presente trabalho a fluência irá ser simulada com base na Lei da Dupla Potência (ou DPL), cujos parâmetros (ver equação [2.22]) se pretendem calcular através de ajustes por regressão aos resultados obtidos experimentalmente. Para proceder à aferição destes parâmetros realizaram-se ensaios de fluência em prismas submetidos a tensões de compressão constantes e carregados a várias idades, nomeadamente aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias. Os ensaios de fluência em compressão consistem em quantificar a evolução da deformação longitudinal dos referidos prismas ao longo do tempo.

Para a realização dos ensaios de fluência houve a necessidade de conceber um equipamento que permitisse aplicar uma carga constante (com uma precisão não inferior a 3%), mas cujo custo de construção fosse reduzido. Assim, desenvolveu-se o sistema que se apresenta na Figura 4.30 e na Figura 4.31, formado por 4 varões de aço ($\phi 36$) verticais e chapas de aço colocadas nos topos, que em conjunto constituem uma estrutura rígida.

O sistema permite o ensaio de dois prismas em simultâneo, sobrepostos mas separados pela chapa 3, com alturas variáveis entre 0.45m e 0.60m. Poderão ser utilizados prismas com secções de $0.15 \times 0.15\text{m}^2$ ou $0.10 \times 0.10\text{m}^2$. O posicionamento de cada prisma é conseguido à custa de uns batentes que garantem uma adequada centragem, sendo aqueles ajustáveis consoante a secção do prisma.

Devido aos elevados custos dos actuadores hidráulicos optou-se por um sistema de aplicação de carga inspirado num sistema de fluência desenvolvido no LNEC, sendo a carga aplicada por um macaco plano (ver Figura 4.30), no qual a pressão pode variar até um máximo de 150 bar. O macaco plano, por sua vez, encontra-se ligado a uma

garrafa de aço com 4 litros de capacidade (capaz de aguentar uma pressão máxima de 300 bar), onde é colocado óleo até 2/3 de altura (ver Figura 4.32). Quando se pretende aplicar carga estabelece-se a ligação entre a garrafa de óleo e uma de azoto, transferindo-se então o azoto para a garrafa de óleo até ser atingida a pressão pretendida; esta é controlada através de uma válvula reguladora de pressão, podendo ser lida num manómetro colocado num dos lados do macaco plano.

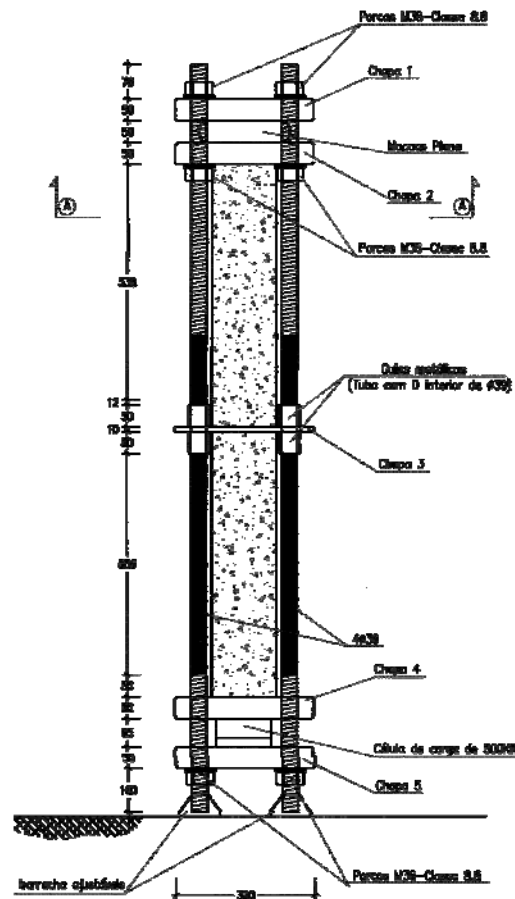


Figura 4.30 – Sistema para ensaios de fluência (alçado)

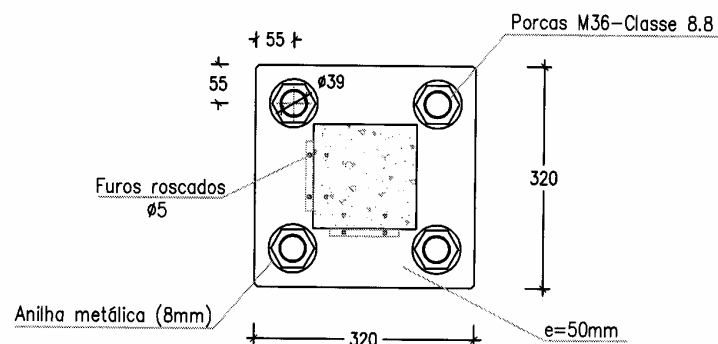


Figura 4.31 – Sistema para ensaios de fluência (corte A-A)

Na Figura 4.30 observa-se ainda que na base do sistema é possível colocar uma célula de carga, e assim conhecer com maior exactidão a força instalada. No entanto, após ensaios de calibração validou-se a constante de conversão da pressão lida no macaco plano em tensão real instalada no prisma, o que permitiu dispensar a utilização da célula de carga nos ensaios que aqui serão apresentados.

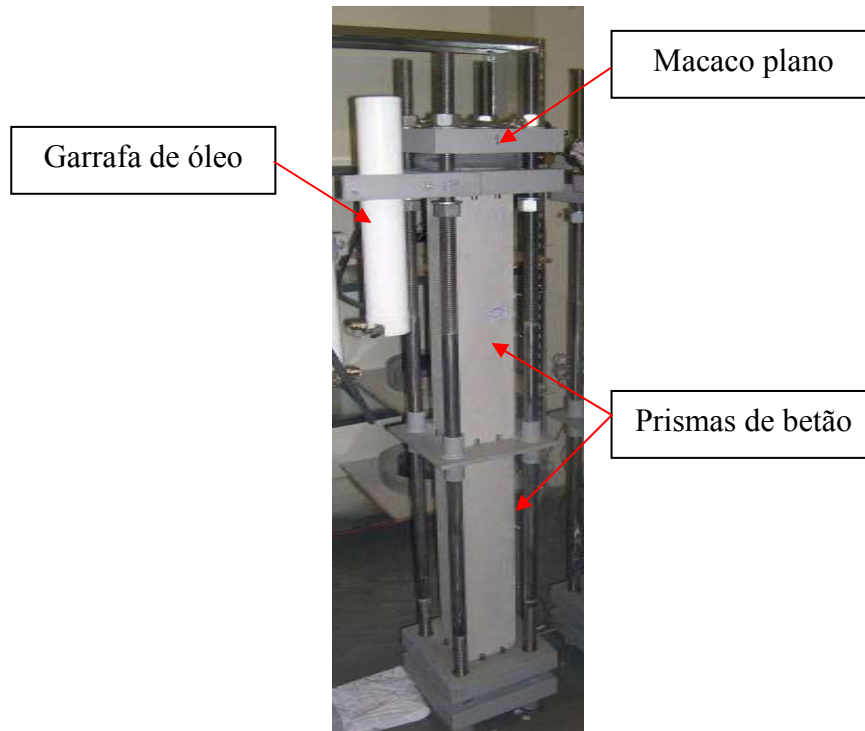


Figura 4.32 – Foto do sistema de fluência

4.8.2 Procedimento experimental

O procedimento experimental adoptado nos ensaios de fluência integrou as seguintes etapas:

- Os prismas até à altura do ensaio foram mantidos numa câmara de cura com $T = 20^{\circ}\text{C}$ e $\text{HR} = 50\%$.
- Previamente ao ensaio de fluência foram realizados os ensaios de resistência à compressão, de modo a fixar a carga aplicar. A fim de evitar fenómenos de fluência não-linear a carga aplicada correspondeu a $1/3$ da resistência média à compressão do betão para a idade de ensaio.
- Colocação e centragem do prisma no sistema de fluência.
- Ligação ao sistema de aquisição do extensómetro de embeber no betão colocado no interior do prisma.

- Ligação da garrafa de azoto à garrafa de óleo.
- Definição de um intervalo de aquisição de leituras de 5s, aplicação de uma pressão inicial de 20bar e verificação da conformidade entre a deformação e a tensão.
- Garantida a uniformidade das deformações no prisma aplicou-se de forma progressiva a restante pressão, normalmente a uma taxa de 0.5 bar/s.
- Aplicada a totalidade da carga voltava-se a verificar a conformidade entre a deformação e a pressão aplicada, após o que se procedia ao fecho da garrafa de azoto e ao aumento do tempo de aquisição de leituras para 10 minutos.
- Prosseguimento do ensaio durante o tempo pretendido.

Uma vez concluído o ensaio procedia-se ao tratamento dos resultados, sendo a deformação por fluência $\varepsilon_{cf}(t)$ determinada a partir da equação

$$\varepsilon_{cf}(t) = \varepsilon_t(t) - \varepsilon_s(t) - \varepsilon_i \quad [4.12]$$

em que:

- | | |
|--------------------|--|
| $\varepsilon_t(t)$ | - extensão total medida no instante t |
| $\varepsilon_s(t)$ | - extensão de retracção total medida no instante t , num prisma idêntico ao de fluência e sujeito às mesmas condições ambientais |
| ε_i | - extensão instantânea medida imediatamente após aplicação da carga |

4.8.3 Resultados obtidos

Apresentam-se seguidamente os resultados obtidos nos ensaios de fluência realizados para os vários betões estudados. Para a execução destes ensaios foram mobilizados cinco sistemas de fluência, em correspondência com os carregamentos aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias de idade. Devido ao encadeamento sequencial com que foram planeados cada um dos ensaios apenas pôde durar 21 dias, período que no entanto se considera suficiente para caracterizar a fluência nas primeiras idades.

Da Figura 4.33 à Figura 4.38 estão representadas as funções de fluência correspondentes às diversas idades e campanhas de ensaios, tendo sido determinadas a partir do cociente entre a deformação $\varepsilon_t - \varepsilon_s$ e a tensão aplicada σ_{ap} . Apresenta-se também a representação gráfica da função de fluência J de Bazant-Panula que melhor se

ajustou aos resultados experimentais, cujos parâmetros foram obtidos a partir do Método dos Mínimos Quadrados. O módulo de elasticidade assintótico para cargas de muito curta duração, $E_0(t')$, necessário à definição da função de fluência de Bazant-Panula, foi obtido a partir de ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de um parâmetro k_0 assim definido:

$$E_0(t') = k_0 E_{cm}(t') \quad [4.13]$$

Nas referidas figuras está também representada a curva da evolução de $1/E_0$, a qual ao cruzar as funções J destaca, na parte inferior, a deformação instantânea $\varepsilon_i/\sigma_{ap}$, e na parte superior a deformação correspondente à fluência específica $\varepsilon_{cf}/\sigma_{ap}$.

Na Figura 4.33, correspondente aos ensaios de fluência realizados para o betão da campanha CM1, constata-se que o ajuste da função de fluência de Bazant-Panula (DPL) aos resultados experimentais é quase perfeito, à excepção de quando a carga é aplicada ao primeiro dia (em que se verificou que a DPL sobrestima a evolução da deformação por fluência para idades mais avançadas). A função J experimental obtida para a idade de carregamento de 28 dias apresenta-se incompleta, devido a um problema eléctrico no sistema de aquisição que inviabilizou a recolha de dados durante cerca de 13 dias.

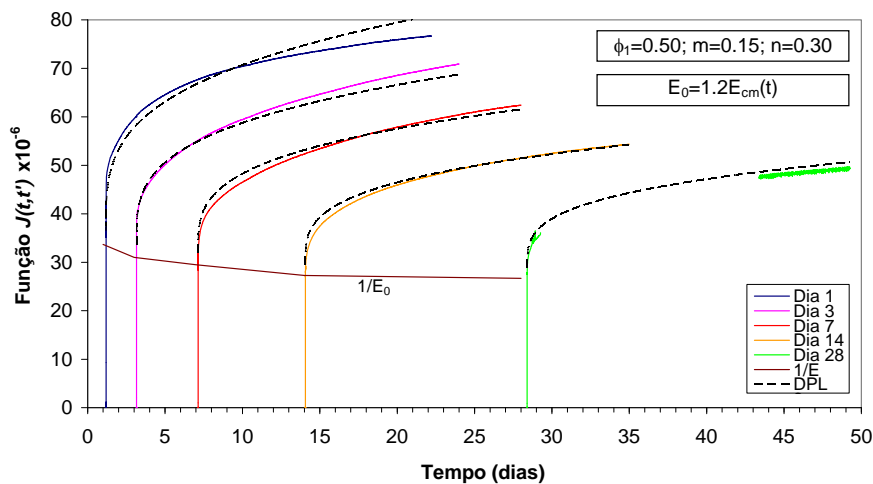


Figura 4.33 – Caracterização da fluência na CM1

Em termos de fluência o comportamento exibido pelo betão da campanha CM2 – ver Figura 4.34 – foi muito similar ao da campanha CM1, sendo os resultados experimentais bastante bem simulados pela função da DPL. O ajuste da DPL é menos bom para o carregamento efectuado ao 1º dia, situação em que a lei de Bazant-Panula

sobrestima ligeiramente a fluência observada experimentalmente para as idades mais avançadas.

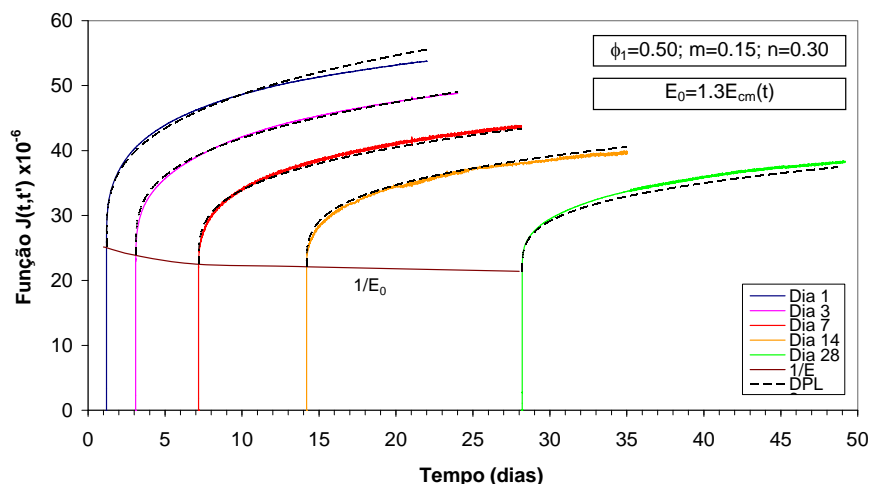


Figura 4.34 – Caracterização da fluência na CM2

Acompanhando a tendência registrada nas campanhas anteriores, na campanha de ensaios CM3 – ver Figura 4.35 – a DPL ajustou-se uma vez mais bastante bem aos resultados experimentais, com exceção do ensaio envolvendo a aplicação de carga no 1º dia de idade do betão.

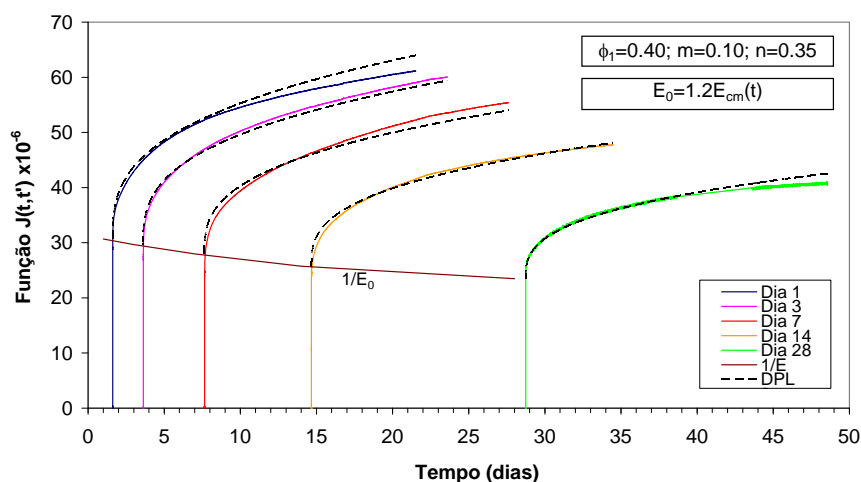


Figura 4.35 – Caracterização da fluência na CM3

Na Figura 4.36 apresentam-se os resultados obtidos na campanha CM4: o ajuste da DPL ao desenvolvimento da fluência registado experimentalmente é semelhante ao registado nas campanhas anteriores, embora a simulação da deformação por fluência a longo prazo quando a carga é aplicada ao 1º dia seja agora mais concordante com o observado no ensaio do que para os betões anteriores.

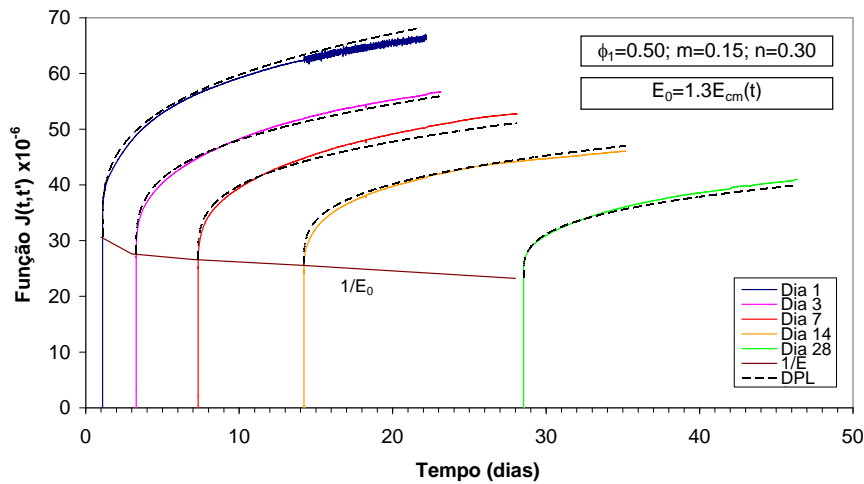


Figura 4.36 – Caracterização da fluência na CM4

Na campanha CM5 ocorreu um problema com o cartão de memória do sistema de aquisição, o que originou a perda de alguns resultados, nomeadamente do ensaio de aplicação de carga aos 28 dias. Contudo, na Figura 4.37 é possível salientar uma vez mais o bom ajuste das curvas da DPL aos resultados experimentais.

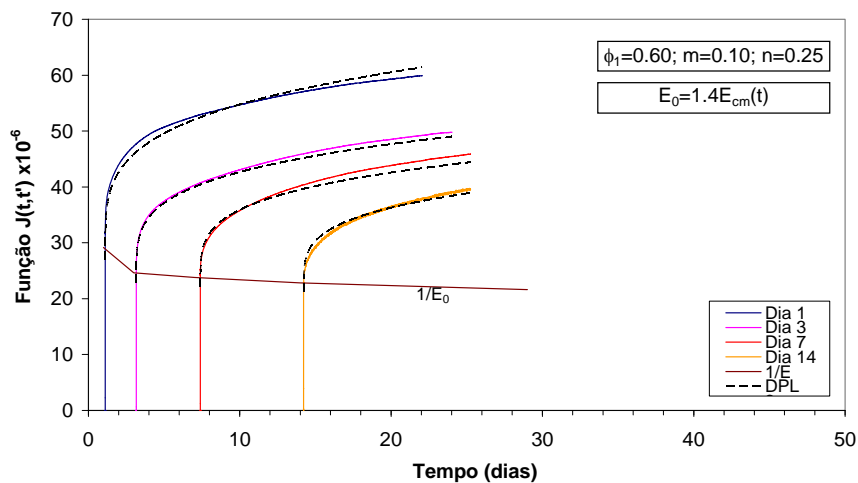


Figura 4.37 – Caracterização da fluência na CM5

Finalmente na campanha CM6 obtiveram-se os resultados que se apresentam na Figura 4.38; devido a problemas no sistema de aquisição não é possível reproduzir o ensaio de fluência com aplicação de carga aos 7 dias. Os resultados, de uma forma geral, seguem as tendências referidas para as campanhas anteriores, notando-se contudo que nesta campanha ocorreu uma acentuação dos desvios da lei de Bazant-Panula relativamente à curva do ensaio com carregamento ao 1º dia.

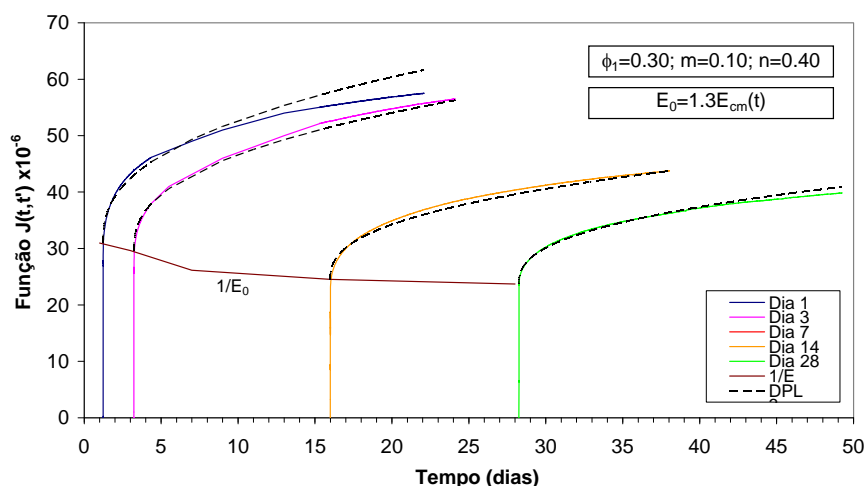


Figura 4.38 – Caracterização da fluência na CM6

Da análise dos resultados anteriores constata-se que a função de fluência de Bazant-Panula se ajusta bem aos resultados experimentais, embora se tenha notado que quando a carga é aplicada 1º dia aquela tem tendência a sobrestimar a evolução da deformação por fluência para idades mais tardias. Em geral tal facto não é problemático, por um lado em virtude da limitada relevância do desvio, e por outro lado tendo em conta que nas análises termo-mecânicas do comportamento do betão nas primeiras idades é frequente considerarem-se tempos de análise reduzidos.

No ajuste numérico realizado observou-se também que a razão entre o módulo de elasticidade assintótico E_0 e o módulo de elasticidade médio E_{cm} foi, em termos médios, igual a 1.3.

4.9 Ensaio do Anel Restringido

4.9.1 Introdução

Em paralelo com a campanha experimental cujos resultados acabam de ser apresentados, procedeu-se à realização do Ensaio do Anel Restringido (“*Ring Test*”). Este tipo de ensaio é utilizado desde 1940 por vários investigadores (Carlson e Reading, 1988), e consiste essencialmente na betonagem de um anel de betão (ou de argamassa) em torno de um anel de aço, restringindo este último a retracção do anel exterior, induzindo-lhe um estado de tensão de tracção (no anel de aço é induzido um estado de tensão de compressão). A deformação circunferencial no anel de aço pode ser monitorizada, o que permite determinar a pressão que lhe é exercida pelo betão ao longo

de todo o ensaio, definindo ainda o instante de eventual ocorrência de fendilhação (ver Figura 4.39).

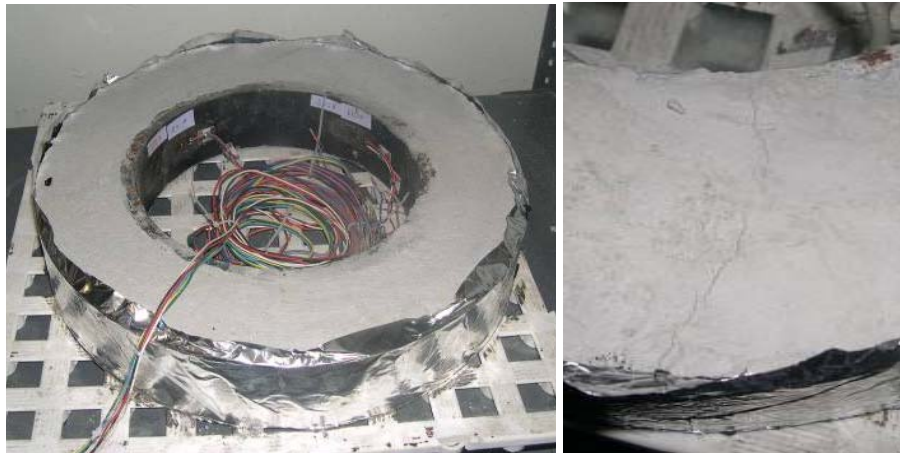


Figura 4.39 – Ensaio do Anel Restringido

Este teste, devido à sua simplicidade, tem também sido usado nas últimas duas décadas com o propósito de caracterizar qualitativamente o potencial para a ocorrência de fendilhação devido à retracção impedida em diversos tipos de betão, por forma a analisar a influência da utilização de alguns tipos de aditivos, inertes, fibras, etc. São de destacar os trabalhos efectuados por Grzybowski e Shah (1990) e Kolver e Bentur (1997), que utilizaram o Ensaio do Anel Restringido no estudo da influência de fibras no comportamento do betão restringido, assim como o trabalho desenvolvido por Folliard e Berke (1997) no estudo das propriedades dos redutores de retracção (SRA). Assim, a American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO) publicou a seguinte norma AASHTO PP34-98, onde este teste é contemplado: “*Practice for Estimating the Crack Tendency of Concrete*”. Posteriormente a American Society for Testing Materials aprovou com igual objectivo a norma ASTM C 1582-04 “*Standard Test Method for Determining Age at Cracking and Induced Tensile Stress Characteristics of Mortar and Concrete under Restrained Shrinkage*”.

Mais recentemente os trabalhos realizados por Hossain e Weiss (2004 e 2006) recorrem a esta técnica de ensaio para avaliação da deformação por fluência e a consequente relaxação de tensões em betões. Tal é possível uma vez que este ensaio permite conhecer, a partir da deformação medida no anel de aço, a tensão circunferencial de tracção instalada no betão nas fibras em contacto com o aço. Para tal podem ser utilizadas soluções baseadas na Teoria da Elasticidade, que embora não

exactas face ao comportamento viscoelástico do betão, constituem uma boa aproximação ao estado de tensão do betão, tendo sido adoptadas por Hossain e Weiss (2004 e 2006) com bons resultados.

Assim, e de acordo com as soluções para anéis espessos (Timoshenko e Goodier (1968)), no anel de aço as tensões radiais σ_r e circunferenciais σ_θ e as deformações circunferenciais ε_θ podem ser determinadas a partir das seguintes equações

$$\sigma_\theta = -\frac{a^2 b^2 (p_0 - p_i)}{b^2 - a^2} \frac{1}{r^2} + \frac{p_i a^2 - p_0 b^2}{b^2 - a^2} \quad [4.14]$$

$$\sigma_r = \frac{a^2 b^2 (p_0 - p_i)}{b^2 - a^2} \frac{1}{r^2} + \frac{p_i a^2 - p_0 b^2}{b^2 - a^2} \quad [4.15]$$

$$E \varepsilon_\theta = \sigma_\theta - \nu \sigma_r \quad [4.16]$$

em que E e ν são o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson (do aço), a e b são os raios interior e exterior do anel em aço, p_i e p_o são as pressões actuates nas faces interior e exterior do anel em aço e r é uma distância arbitrária ao centro (ver Figura 4.40).

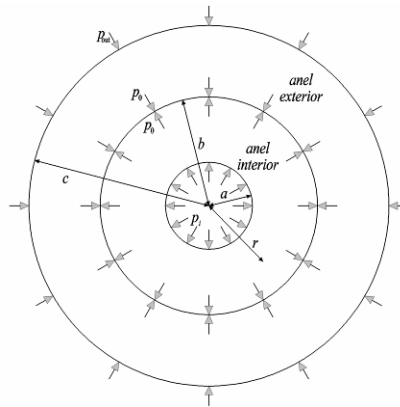


Figura 4.40 – Nomenclatura dos anéis (Azenha *et al.*, 2005)

Uma vez que no presente ensaio a pressão interior p_i é nula, substituindo as equações [4.14] e [4.15] na equação [4.16] obtém-se:

$$p_0 = \frac{\varepsilon_\theta (a^2 - b^2) r^2 E}{b^2 (a^2 + r^2 + \nu a^2 - \nu r^2)} \quad [4.17]$$

Aplicando esta equação à face interior do anel de aço, ou seja para $r=a$, obtém-se

$$p_0 = \frac{\varepsilon_{\theta,a} (a^2 - b^2) E}{2b^2} \quad [4.18]$$

em que $\varepsilon_{\theta,a}$ é deformação circunferencial na face exterior do anel metálico. Recorrendo à equação [4.14] a tensão circunferencial no betão pode ser determinada a partir da expressão:

$$\sigma_\theta = -\frac{b^2 c^2 (p_{out} - p_0)}{c^2 - b^2} \frac{1}{r^2} + \frac{p_0 b^2 - p_{out} c^2}{c^2 - b^2} \quad [4.19]$$

onde c é o raio exterior do anel em betão e p_{out} a pressão exercida na face exterior deste anel. Aplicando esta equação à face interior do anel de betão (isto é, para $r=b$), e uma vez que $p_{out}=0$, para a tensão circunferencial no anel de betão na zona de interface com o anel metálico obtém-se:

$$\sigma_{\theta,interface} = \frac{p_0 (b^2 + c^2)}{c^2 - b^2} \quad [4.20]$$

Substituindo então [4.17] nesta equação chega-se a

$$\sigma_{\theta,interface} = \frac{\varepsilon_{\theta,a} (a^2 - b^2) E_{aço}}{2b^2} \frac{(b^2 + c^2)}{c^2 - b^2} \quad [4.21]$$

que expressa a tensão circunferencial no betão na zona de interface com o anel metálico em função da deformação circunferencial $\varepsilon_{\theta,a}$ medida no aço. Note-se que a determinação de $\sigma_{\theta,interface}$ é conseguida sem ser necessário conhecer qualquer propriedade mecânica do betão, pelo que estas equações podem ser utilizadas independentemente das propriedades viscoelásticas deste material.

Na presente dissertação utilizar-se-á o Ensaio do Anel Restringido num contexto relativamente diferente do usual, sendo o ensaio encarado na perspectiva de uma pequena estrutura laboratorial, a partir da qual, e para cada betão ensaiado, se efectuará o registo das deformações no anel de aço ao longo do tempo. Em simultâneo com este ensaio efectuar-se-á a medição da retracção livre de um prisma com a mesma espessura equivalente h_0 e sujeito às mesmas condições de secagem. Utilizando a retracção como única acção no anel de betão, efectuar-se-á então uma simulação numérica termo-mecânica com o intuito de determinar o comportamento estrutural do conjunto

dos anéis de aço e de betão, utilizando as propriedades térmicas e mecânicas aferidas experimentalmente. Desta forma, e mediante a comparação dos registos experimental e numérico obtidos para a deformação circunferencial no anel de aço, poder-se-ão validar as propriedades mecânicas determinadas para cada betão, nomeadamente os parâmetros da Lei da Dupla Potência ajustados para a fluência. Assim será possível verificar, por exemplo, se os parâmetros da Lei da Dupla Potência determinados a partir dos ensaios de fluência em compressão podem ser extrapolados para o comportamento em tracção.

4.9.2 Pressupostos de base adoptados para o ensaio

Apesar da existência há já algum tempo da atrás referida norma da AASHTO, não tem existido consenso sobre a forma como deve ser realizado o Ensaio do Anel Restringido, uma vez que vários autores têm proposto diversas geometrias alternativas, diferentes condições de cura e variadas condições de secagem. Até as geometrias dos anéis propostas na norma ASTM 1582-04 são ligeiramente diferentes das sugeridas na AASHTO PP34-98.

Da revisão bibliográfica efectuada constatou-se que as geometrias dos anéis influencia muito os resultados obtidos, o que levou alguns autores a efectuarem estudos experimentais sobre a utilidade e validade dos resultados obtidos com as diversas geometrias (Tritsch *et al.*, 2005). Neste contexto, e por forma a definir geometrias que se adequassem ao ensaio de betões correntes (dimensão máxima do agregado $d_{\text{máx}} \approx 25 \text{ mm}$), em Azenha *et al.* (2005) são reportadas várias modelações numéricas recorrendo ao MEF, simulando diversas geometrias e condições de secagem dos anéis de betão. Assim, as geometrias adoptadas para os ensaios realizados na presente dissertação tiveram por base essas modelações numéricas e os ensaios realizados por Hossain e Weiss (2004), tendo-se chegado à seguinte solução: para conferir graus de restrição variáveis aos anéis de betão utilizaram-se 3 anéis de aço com diâmetro exterior de 30cm e altura de 7.5cm, sendo as espessuras de 0.5cm, 1cm e 2cm (ver Figura 4.41). Quanto ao anel de betão optou-se por uma secção transversal quadrada de 7.5cm de lado ($3 \times d_{\text{máx}}$), de modo a permitir o ensaio de betões com dimensão máxima dos inertes de 25mm.

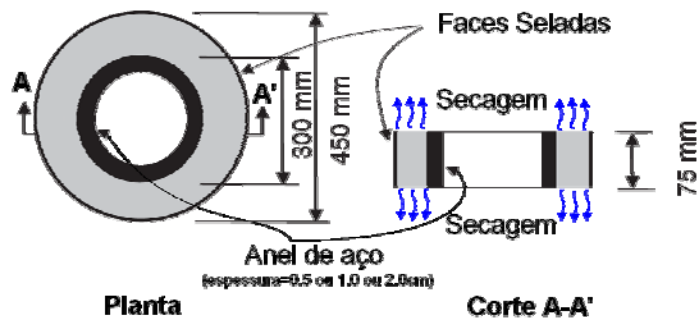


Figura 4.41 – Geometria adoptada para o Ensaio do Anel Restringido

Normalmente nestes ensaios procede-se à impermeabilização de algumas das faces do anel de betão, de modo a que a retração de secagem ocorra de modo uniforme. Usualmente ou são isoladas as faces planas dos anéis, desenvolvendo-se a secagem circunferencialmente através da face cilíndrica externa do anel de betão, ou se isola radialmente a face cilíndrica externa do betão, ocorrendo a secagem através das faces planas inferior e superior (a face cilíndrica interna está isolada pelo anel de aço). As indicações quanto às condições de secagem a adoptar variam muito consoante os autores, mas em Hossain e Weiss (2006) recomenda-se a impermeabilização radial da face exterior do anel de betão, uma vez que este cenário origina um estado de tensão circunferencial no betão mais uniforme.

Para realizar a impermeabilização foi aplicado um betuminoso aquoso na face exterior do anel de betão, que foi posteriormente recoberto com folha de alumínio. A escolha desta solução baseou-se num conjunto de experiências prévias realizadas com vários tipos de impermeabilizações, cada uma das quais consistindo na medição ao longo do tempo da perda em peso de prismas de betão totalmente selados, avaliando-se assim a respectiva eficiência em termos do impedimento à secagem. Os resultados obtidos apresentam-se na Figura 4.42, onde se constata que o isolamento que mais dificultou a secagem foi a utilização conjunta de borracha líquida e de um recobrimento com papel de alumínio. Devido a dificuldades na implementação prática deste tipo de isolamento optou-se no entanto por utilizar a já referida técnica de impermeabilização baseada no emprego de betuminoso aquoso e papel de alumínio, bastante próxima desta última em termos de eficiência.

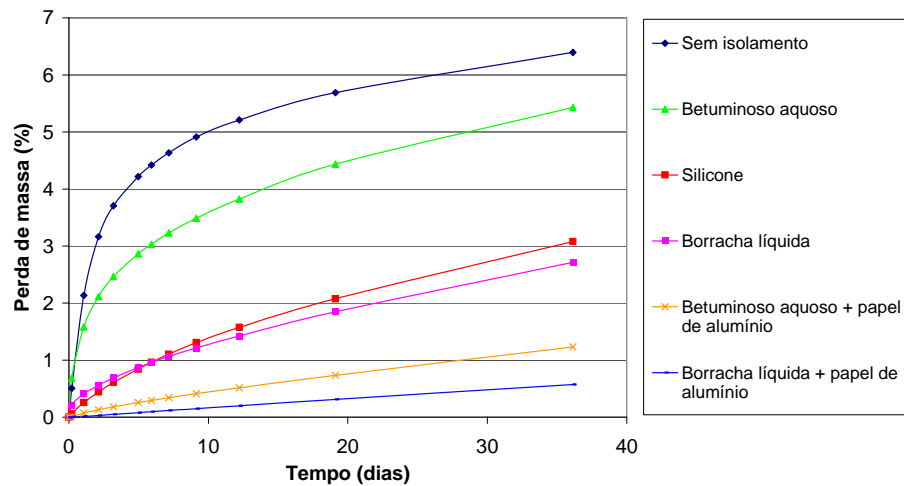


Figura 4.42 – Eficiência de vários tipos de impermeabilizações

No que diz respeito à monitorização das deformações nos anéis de aço, recorreu-se a extensómetros eléctricos (com uma resistência de 350Ω), que foram colados na face interior dos anéis a meia altura e na direcção circunferencial, como mostra a Figura 4.43c. Em cada anel foram colocados 4 extensómetros igualmente espaçados ao longo do perímetro interno, dos quais em cada ensaio se utilizaram 2 diametralmente opostos, por uma questão de gestão do número de canais disponíveis no sistema de aquisição. A calibração do par de extensómetros a utilizar foi realizada com um ensaio prévio que consistiu na suspensão de massas conhecidas no anel de aço (ver Figura 4.43a e b, e posterior verificação da correspondência entre as deformações medidas e as previstas pela Teoria da Elasticidade. O máximo desvio registado entre as deformações medidas e as teóricas foi inferior a 5%.

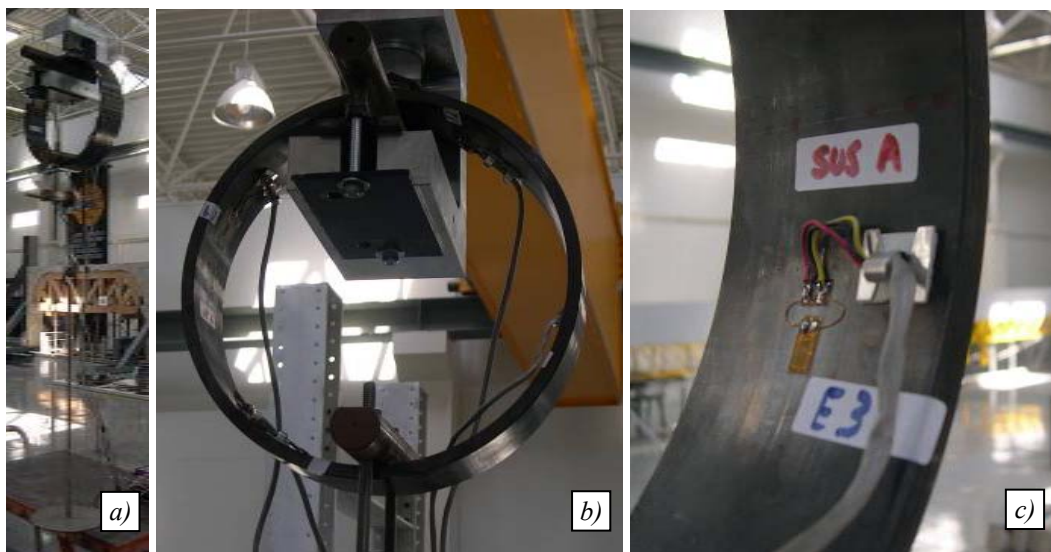


Figura 4.43 – Monitorização das deformações no anel de aço

4.9.3 Procedimento experimental

O procedimento experimental adoptado no Ensaio do Anel Restringido integrou as seguintes etapas:

- Betonagem do anel de betão em torno dos anéis de aço (0.5cm, 1cm e 2cm de espessura), utilizando para isso uma base em contraplacado (com funções de cofragem e para posicionamento dos anéis) e um anel externo desmontável (de chapa, com um diâmetro de 45cm), como mostra a Figura 4.44. A betonagem era realizada no interior de uma câmara de cura em ambiente controlado ($T = 20^{\circ}\text{C}$ e $\text{HR} = 50\%$).



Figura 4.44 – Betonagem do anel de betão

- Vibração mecânica do betão e posterior rectificação da superfície superior (ver Figura 4.45a).
- Colocação de um plástico sobre as superfícies betonadas de modo a impedir as trocas de humidade com o exterior (ver Figura 4.45b) durante as primeiras 24h.

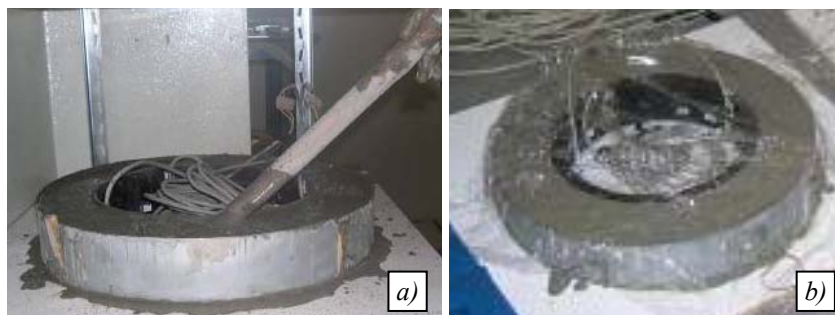


Figura 4.45 – a) Vibração do anel de betão; b) Colocação do plástico de protecção

- Uma vez betonados todos os anéis dava-se início à aquisição de dados dos extensómetros colocados no anel de aço, adoptando um intervalo de aquisição de 10 minutos.

- Passadas 24 horas removia-se o plástico, descofrava-se o anel de betão (retirada do anel metálico externo e da base de contraplacado) e procedia-se ao isolamento da respectiva face exterior curva aplicando uma emulsão betuminosa (ver Figura 4.46a) e uma camada de papel de alumínio (ver Figura 4.46b).
- Finalmente colocava-se o anel sobre uma base perfurada, de modo a permitir a secagem pela face inferior, como mostra Figura 4.46c.
- A partir desta fase os anéis permaneciam na câmara de cura até ao fim do ensaio (≈ 42 dias), ou até que ocorresse a fendilhação dos anéis de betão.



Figura 4.46 – a) Impermeabilização da face exterior curva; b) Colocação do papel de alumínio; c) Colocação do anel sobre uma base perfurada

Uma vez que para cada betão se realizaram ensaios com anéis de aço de espessuras 0.5cm, 1cm e 2cm, os resultados típicos desta técnica experimental são curvas que expressam a evolução da deformação no anel de aço ao longo do tempo, como ilustrado na Figura 4.47, ou gráficos reproduzindo a evolução temporal das tensões de tracção circunferenciais no betão na zona de interface, como ilustrado na Figura 4.48. Para cada ensaio estão representadas duas curvas, respeitantes a cada um dos extensómetros considerados na face interior do anel de aço. Mais adiante será apresentada apenas a curva correspondente à média destas duas, convenientemente tratada com o intuito de filtrar o ruído eléctrico.

Observando a Figura 4.48 constata-se, como era aliás esperado, que as tensões de tracção no betão se acentuam com o aumento da espessura do anel de aço, em virtude do aumento do grau de restrição à livre deformação do betão. Nos ensaios realizados com os anéis de aço de 1cm e 2 cm de espessura destacam-se ainda os saltos que ocorreram nas evoluções das tracções, correspondentes aos instantes de fissuração dos anéis de betão.

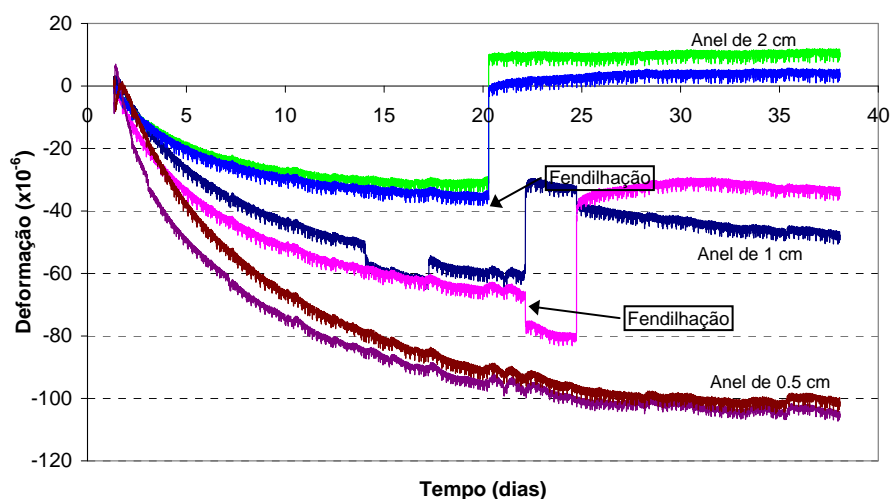


Figura 4.47 – Resultado típico de deformações no anel de aço

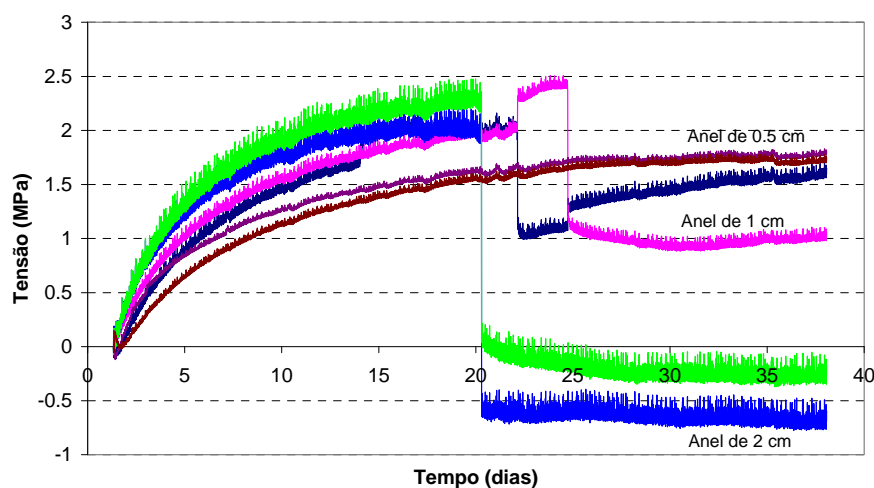


Figura 4.48 – Resultado típico de tensões circunferenciais no betão na zona de interface

4.9.4 Modelação numérica

Tal como foi referido anteriormente, na presente dissertação pretende-se avaliar o desempenho das Leis da Dupla Potência, cujos parâmetros foram determinados experimentalmente através de ensaios fluência em compressão, na previsão das deformações do betão em tracção. Para o efeito foram efectuadas numericamente simulações termo-mecânicas dos Ensaios dos Anéis Restringidos realizados, recorrendo para o efeito ao código computacional DIANA.

Para simular o comportamento térmico dos betões das várias campanhas mecânicas realizadas recorreu-se à caracterização do potencial de geração de calor (e correspondente lei de Arrhenius) que foi apresentada no Capítulo 3 para o

CEM II/A-L 42.5R^{*}. Para a função $f(\alpha)$ utilizou-se a curva que foi obtida a partir dos ensaios isotérmicos realizados a 20°C, e para a condutibilidade térmica e calor específico volumétrico adoptaram-se os valores típicos para betões com inertes graníticos, isto é, $k = 2.6 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ e $\rho c = 2400 \text{ J m}^{-3} \text{ K}^{-1}$.

No que diz respeito à evolução da propriedades mecânicas E_{cm} e f_{ctm} utilizou-se o conceito da Idade Equivalente associado às equações sugeridas pelo EC2, adoptando-se para estas os parâmetros que melhor se ajustaram aos resultados experimentais. Para simulação da fluência de cada um dos betões ensaiados utilizaram-se os parâmetros da Lei da Dupla Potência obtidos experimentalmente, e apresentados na secção 4.8.3 da presente dissertação.

Finalmente para a retracção de secagem foram utilizados directamente os resultados experimentais reportados na secção 4.7.2 para os prismas de retracção livre com dimensões de $0.15 \times 0.15 \times 0.60 \text{ m}^3$: apesar de a secção transversal e as faces expostas à secagem destes prismas não serem exactamente iguais às dos anéis de betão, a ambas as geometrias devem corresponder retracções livres semelhantes, uma vez que possuem a mesma espessura equivalente h_o , como mostra a Figura 4.49.

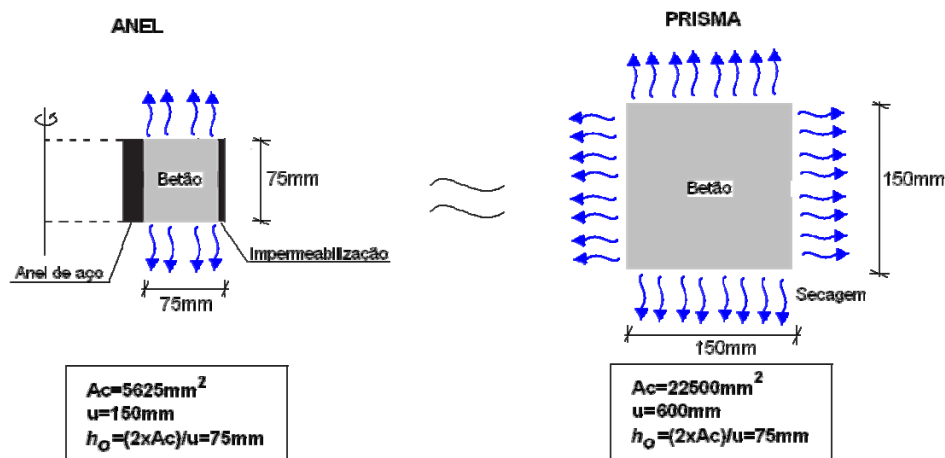


Figura 4.49 – Retracção de secagem nos anéis e nos prismas de betão

Na primeira campanha experimental do Ensaio do Anel Restringido monitorizou-se a temperatura no interior do anel de betão, tendo-se observado que devido à reduzida secção transversal a elevação daquela foi de apenas 2°C, no instante

^{*} Como no Capítulo 3 os valores obtidos para Q_{pot} e para o parâmetro a da lei de Arrhenius são por unidade de massa de cimento, para o caso dos betões empregues no Ensaio do Anel Restringido os valores destas entidades resultam da multiplicação daqueles pelo conteúdo em massa de cimento em cada betão (ver Tabela 4.1).

correspondente à ocorrência da máxima taxa de calor gerado. Assim pode considerar-se que o ensaio decorre praticamente em condições isotérmicas ($\approx 20^\circ\text{C}$), pelo que no modelo numérico se impuseram fronteiras convectivas que simulassem essas condições. Deste modo, e considerando que a aderência entre o anéis de aço e de betão é nula, foi possível simplificar o modelo axi-simétrico adoptado, tendo-se simulado apenas 1 cm de altura de cada anel (ver Figura 4.50), utilizando para o efeito a malha de elementos finitos de 8 nós (com 2×2 pontos de integração) representada na Figura 4.51. Na interface dos anéis de betão e de aço (fronteira P3-P6 da Figura 4.50) foram compatibilizadas apenas as componentes horizontais dos deslocamentos; em relação às restantes condições de apoio assinala-se apenas a restrição dos movimentos verticais no alinhamento P2-P4 da Figura 4.50. Para cada betão a análise foi conduzida durante 50 dias, com um passo de integração de 1 hora.

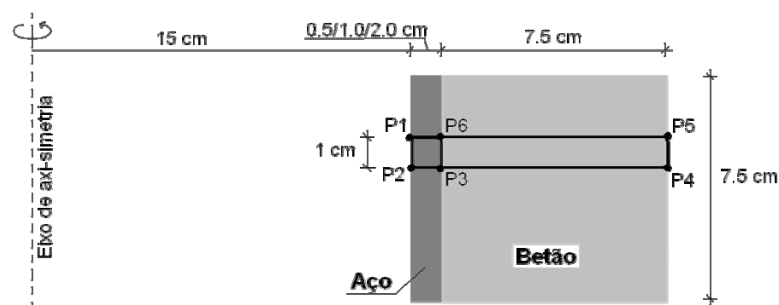


Figura 4.50 – Representação esquemática do modelo do Ensaio do Anel Restringido



Figura 4.51 – Malha de MEF adoptada no modelo do Ensaio do Anel Restringido

4.9.5 Resultados obtidos

Tendo em conta os pressupostos anteriormente expostos, seguidamente apresentam-se os resultados experimentais e numéricos correspondentes às campanhas mecânicas realizadas. Assim, na Figura 4.52 e na Figura 4.53 encontram-se representadas graficamente as evoluções das extensões circunferenciais na face interior dos anéis de aço, para os betões das campanhas CM2 e CM5, respectivamente. Os resultados experimentais encontram-se representados a traço contínuo, enquanto que os resultados numéricos estão representados a traço interrompido. Para o caso do betão da campanha CM2 observa-se nos resultados experimentais a ocorrência de fendilhação

para os ensaios envolvendo anéis de aço com espessuras de 1cm e 2cm, tendo a fissuração sido observada em torno dos dias 22 e 20, respectivamente. Constata-se também que, de uma maneira geral, as simulações numéricas aproximaram relativamente bem as extensões registadas experimentalmente (até ao instante de fissuração), apesar de nos dias que antecedem a fissuração o modelo numérico tender a sobrestimar as deformações. Esta última tendência deve-se provavelmente ao surgimento de micro-fissuração nos dias que antecedem a formação da fenda, o que desacelera a evolução das deformações registadas nos anéis de aço.

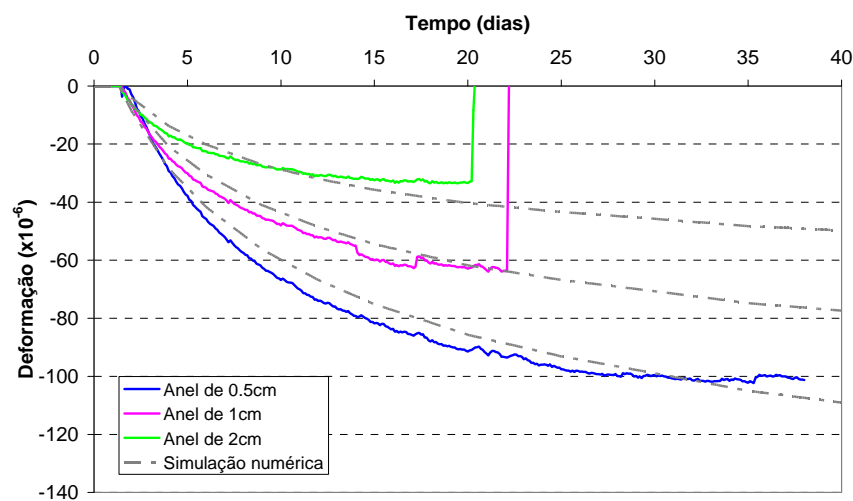


Figura 4.52 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM2

Para o betão da campanha CM5 na Figura 4.53 pode observar-se que as simulações numéricas conseguiram prever relativamente bem a evolução das extensões circunferenciais no anel de aço, com excepção do anel de 2cm de espessura que forneceu deformações muito pequenas, provavelmente devido à degradação dos extensómetros (depois de finalizado o ensaio um dos extensómetros apresentou sinais de descolamento).

Por uma questão de concisão optou-se por remeter os resultados das campanhas CM1, CM3, CM4 e CM6 para o Anexo A4, da Figura A.24 à Figura A.27. Os resultados obtidos para essas campanhas são idênticos aos que acabam de ser apresentados, e embora em algumas situações a deformação circunferencial obtida numericamente não coincida de modo perfeito com a experimental, de uma forma geral o modelo numérico conseguiu prever o comportamento estrutural do Ensaio do Anel Restringido. Assim pode afirmar-se que os parâmetros da Lei da Dupla Potência obtidos

a partir de ensaios à compressão funcionaram bem na previsão da deformação por fluência do betão traccionado.

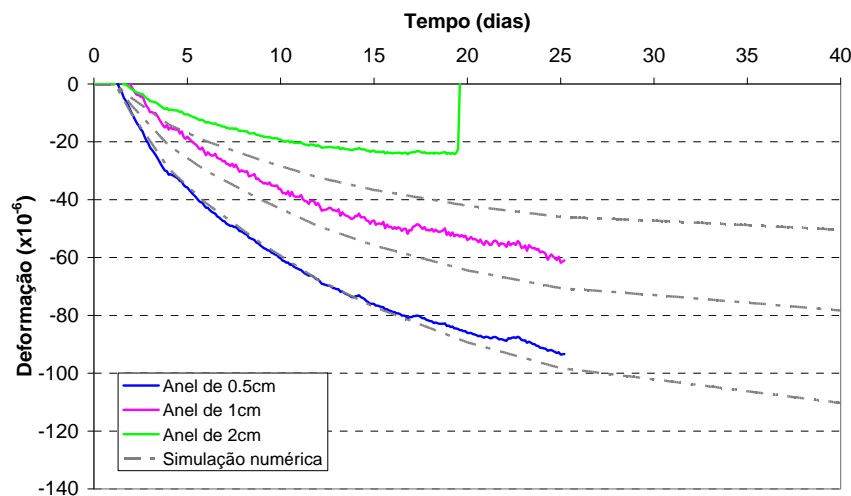


Figura 4.53 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM5

Como demonstrado anteriormente, com base na equação [4.21], e a partir da deformação circunferencial medida no aço, pode estimar-se a tensão de tracção instalada no betão na interface com o anel metálico. Aplicando aquela equação aos resultados das monitorizações efectuadas para as campanhas CM2 e CM5 obtiveram-se as curvas de evolução das tensões de tracção no betão representadas na Figura 4.54 e na Figura 4.55 (os resultados experimentais estão representados a traço contínuo e os numéricos a traço interrompido). Para o caso do betão ensaiado na campanha CM2 observa-se que as evoluções das tensões fornecidas pelo modelo numérico são qualitativamente idênticas às previstas a partir dos resultados experimentais, embora se assista uma vez mais à desaceleração da evolução da tensão circunferencial nos dias que antecedem a ocorrência da fendilhação, o que faz com que os resultados experimentais se afastem dos resultados numéricos.

Para o caso do betão ensaiado na campanha CM5 a simulação numérica reproduziu bem o comportamento do ensaio realizado com o anel de aço de 0.5cm de espessura, e razoavelmente bem o relativo ao anel de 1cm (ver Figura 4.55). A simulação do ensaio com o anel de 2 cm foi afectada pela já referida deficiência de fixação do extensómetro.

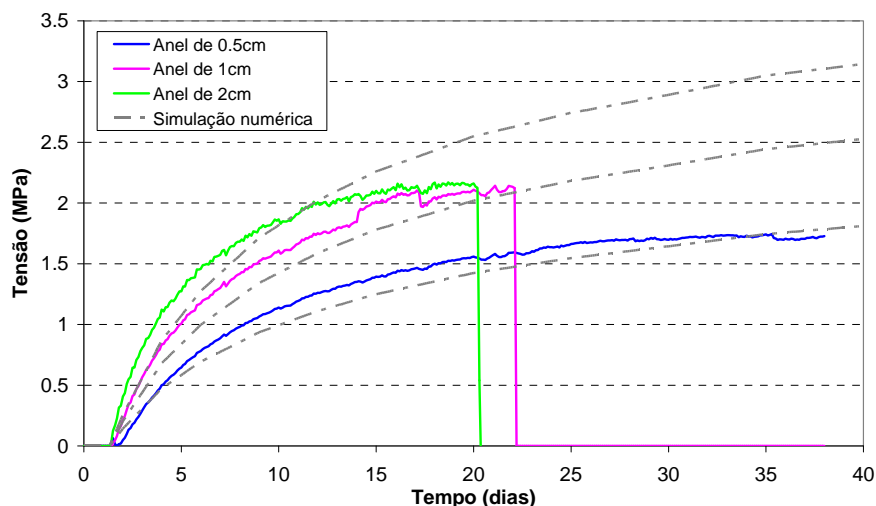


Figura 4.54 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM2

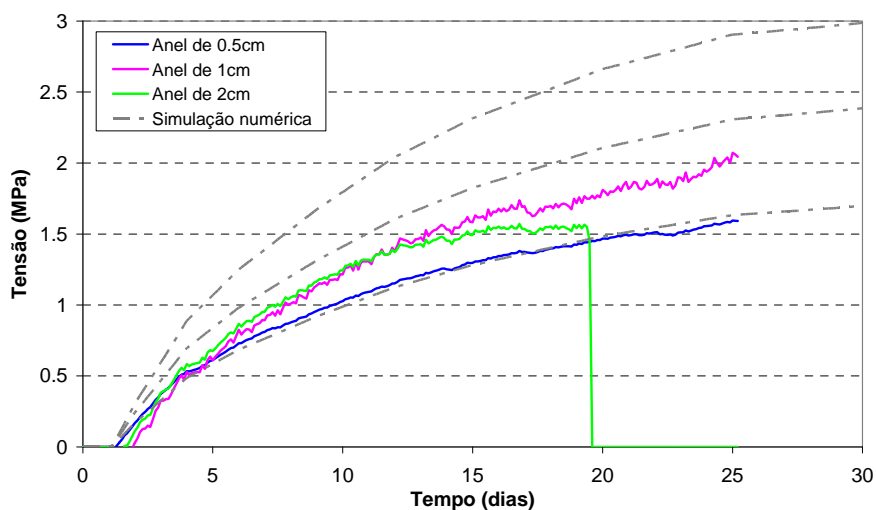


Figura 4.55 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM5

Os resultados obtidos para as restantes campanhas são idênticos aos que acabam de ser apresentados, pelo que foram remetidos para o Anexo A5, sendo documentados da Figura A.28 à Figura A.31.

Analisando os resultados obtidos para os vários betões ensaiados constata-se que em 3 dos 6 betões ensaiados ocorreu fendilhação em pelo menos um dos anéis. Para esses casos será interessante comparar as tensões do betão no instante em que ocorreu a fendilhação com a correspondente evolução da resistência à tracção estimada a partir das equações do EC2, utilizando nestas os parâmetros que melhor se ajustaram aos resultados experimentais apresentados na secção 4.5. Porém, como ponto prévio importa perceber como se distribuem as extensões circunferenciais ao longo da direcção radial, por forma a determinar a zona do anel de betão onde estão instaladas as tensões

de tracção máximas, que originaram a fendilhação. Assim, na Figura 4.56 e na Figura 4.57 apresentam-se, respectivamente, dois perfis radiais tipo das deformações e tensões circunferenciais para um betão genérico à idade de 28 dias, obtidos a partir de uma das simulações numéricas realizadas. No que diz respeito à distribuição das deformações circunferenciais constata-se que estas são mais elevadas na interface entre o betão e o aço, independentemente da espessura do anel de aço. Tal facto conduz também a tensões mais elevadas no betão na zona de interface, como mostra a Figura 4.57, pelo que será de prever que a fendilhação deste material se inicie nesta localização, propagando-se depois no sentido do anel de aço para a face exterior do betão.

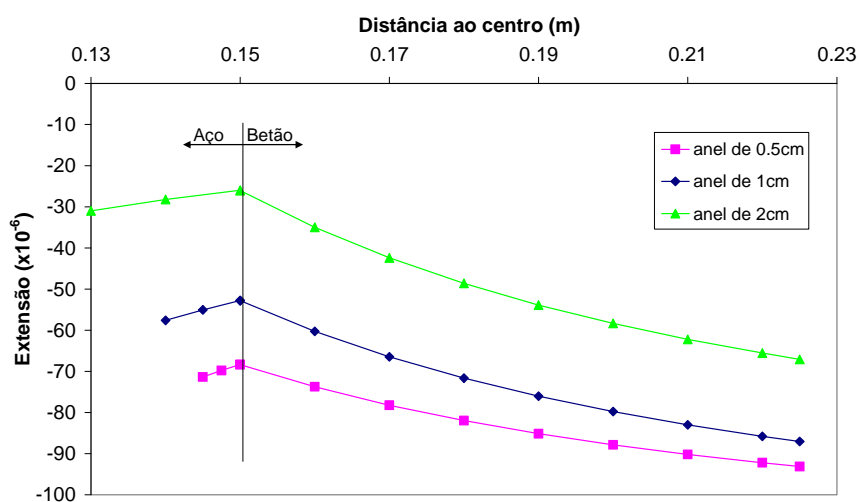


Figura 4.56 – Perfis de deformação circunferencial para um betão os 28 dias de idade

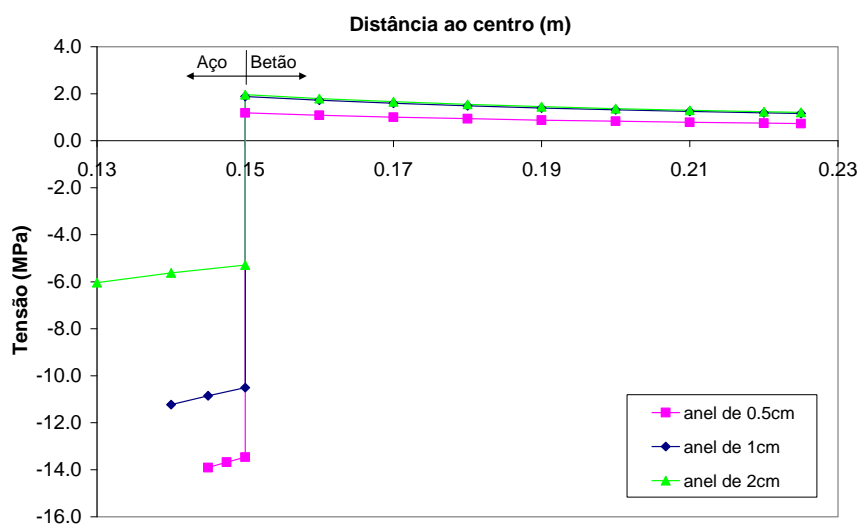


Figura 4.57 – Perfis de tensão circunferencial para um betão os 28 dias de idade

Na Figura 4.58 estão representadas, para o betão ensaiado na campanha CM2, as evoluções da tensão circunferencial no betão na zona de interface com o anel de aço e

da resistência à tracção f_{ctm} reportada na secção 4.5. Constatase que tanto no anel de 1cm de espessura como no de 2cm a fendilhação ocorre quando estão instaladas no betão tensões de tracção consideravelmente inferiores às da previsível resistência f_{ctm} . Tal situação ocorreu também em todos os restantes betões onde ocorreu fendilhação dos anéis de betão (ver Figura A.32 e Figura A.33 no Anexo A5), e também tem sido reportado por outros autores (Hossain e Weiss, 2004). Este comportamento deve-se, presumivelmente, ao facto de o betão se encontrar permanentemente submetido a um estado de tensão de tracção desde as primeiras idades, o que prejudica a evolução da resistência à tracção por comparação com a que é medida experimentalmente em provetes não previamente solicitados. A comprovar-se este pressuposto, para avaliação do risco de fendilhação em estruturas que estiveram sujeitas a tracções significativas durante a maturação do betão não basta comparar as tensões normais de tracção instaladas com o valor da resistência f_{ctm} estimado a partir da maturidade, pois a resistência à tracção real pode ser significativamente inferior.

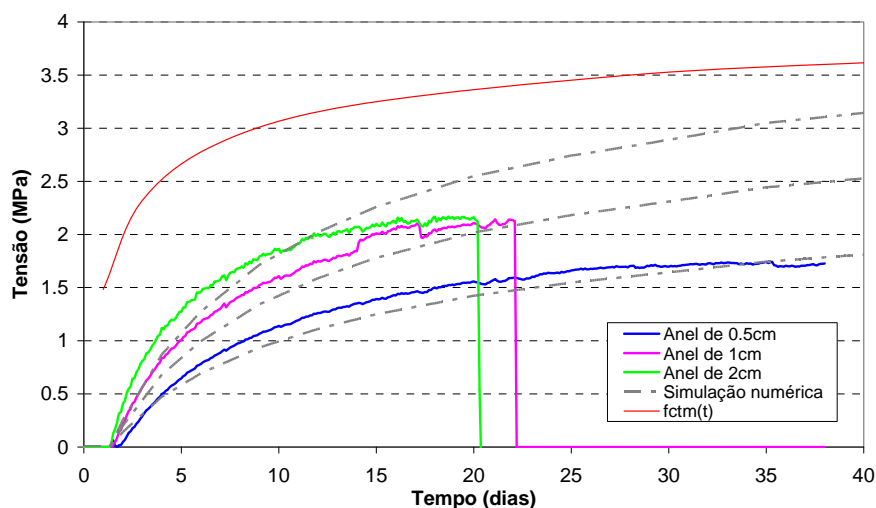


Figura 4.58 – Tensões circunferenciais no betão e a evolução de f_{ctm} para a campanha CM2

5 ANÁLISE TERMO-MECÂNICA DA SAPATA DE UM AEROGERADOR: ESTUDO PARAMÉTRICO

5.1 Introdução

No presente capítulo apresentar-se-á uma aplicação prática da modelação termo-mecânica do comportamento do betão nas primeiras idades, utilizando para o efeito a caracterização térmica e mecânica efectuada nas campanhas experimentais descritas nos capítulos anteriores para diferentes tipos de cimentos e betões comercializados em Portugal. O elemento escolhido para alvo do estudo, de tipo paramétrico, foi a sapata de fundação de um aerogerador instalado no parque eólico da Serra d'Arga, próximo de Viana do Castelo. A escolha deste elemento prende-se com o facto de envolver uma grande espessura e um elevado volume de betão, o que origina variações de temperatura consideráveis no núcleo da sapata, devido ao calor gerado durante a hidratação do cimento. Estas variações de temperatura, associadas a condições climáticas adversas (baixas temperaturas do ar ambiente e ventos fortes), induzem elevados gradientes térmicos entre o núcleo da sapata e a superfície, originando tensões de tracção consideráveis, e portanto potenciando a ocorrência de fendilhação prematura.

Outro aspecto importante que pesou na selecção desta sapata para o estudo que irá ser apresentado deve-se ao facto de, no passado recente, ela ter sido já objecto de análises tendo com vista avaliar o risco de fendilhação nas primeiras idades (Azenha e Faria, 2006), trabalho esse que foi complementado com uma campanha de monitorização de temperaturas *in situ*. Esta monitorização permitiu na altura a aferição de alguns parâmetros e condições fronteira a utilizar na análise térmica, nomeadamente os coeficientes de convecção/radiação a considerar nas diversas superfícies e as temperaturas da rocha de fundação e do ar, que serão utilizados na presente dissertação.

O estudo que irá ser apresentado, de tipo paramétrico, consiste na consideração de uma série de cenários hipotéticos, analisando o risco de fendilhação da sapata fazendo variar o tipo de cimento, as propriedades mecânicas do betão adoptado (na construção foi utilizado um betão da classe C25/30) e o tipo de protecção térmica das superfícies expostas ao ar. Assim considerar-se-ão os seguintes três cenários para estudo do risco de fendilhação da sapata:

Cenário 1: Avaliação da influência das propriedades mecânicas do betão.

- Consideraram-se fixas as propriedades térmicas do cimento, do tipo CEM II/A-L 42.5R (adoptado na real execução da sapata), e fizeram-se variar as propriedades mecânicas dos vários betões caracterizados no capítulo anterior (da campanha CM1 à CM6).

Cenário 2: Avaliação da influência do tipo de cimento.

- Consideraram-se fixas as propriedades mecânicas do betão, correspondentes à campanha CM1 (e equivalente à classe de resistência C25/30 adoptada na execução da sapata), e fizeram-se variar os cimentos, utilizando os tipos CEM I 52.5R, CEM I 42.5R, CEM II/A-L 42.5R, CEM II/B-L 32.5N e CEM IV/B(V) 32.5N (as dosagens destes cimentos foram ajustadas, a fim de a resistência final prevista para os betões não se afastar da obtida na campanha CM1).

Cenário 3: Avaliação do efeito da protecção térmica da superfície de betão exposta ao ar.

- Atendendo ao elevado risco de fendilhação que se registou nos dois primeiros cenários, para o betão do Cenário 1, que apresentou maior risco de fendilhação, fizeram-se variar as condições de protecção da

superfície do betão directamente exposta ao ar, colocando isolamento térmico (poliestireno expandido) de diferentes espessuras com o intuito de encontrar uma solução que diminuísse o risco de fendilhação.

Salienta-se que de um ponto de vista mecânico as análises serão conduzidas com um modelo visco-elástico, que inclui o efeito da fluência.

5.2 Geometria

A sapata que irá ser analisada pertence ao parque eólico da Serra d'Arga, e serve de fundação a um aerogerador do tipo VESTAS V90 (ver Figura 5.1a). Em planta a sapata apresenta uma forma quadrada com aresta de 16.5m, no centro da qual se encontra um anel de aço ao qual se ligará a torre, como se pode observar na Figura 5.1b e na Figura 5.2a.

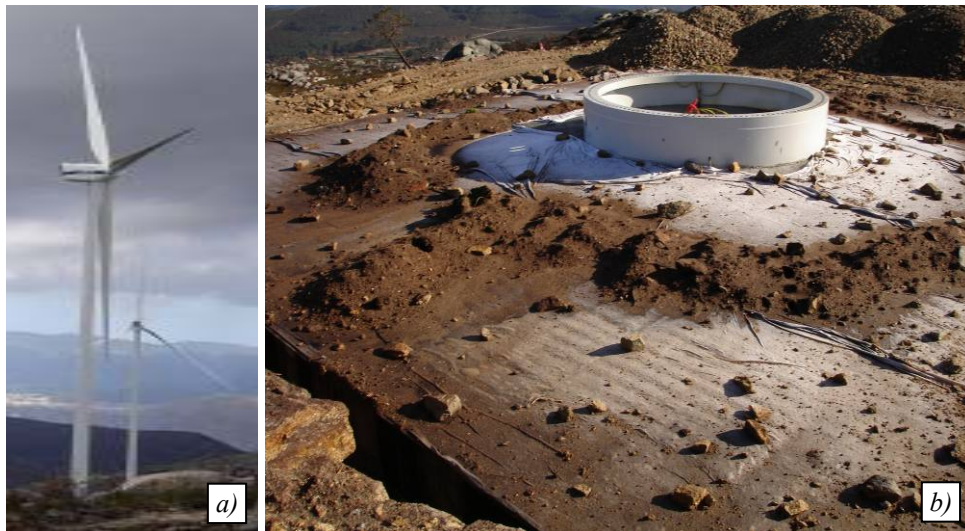


Figura 5.1 – Aerogerador: a) Torre eólica; b) Sapata de fundação

Em corte vertical a sapata apresenta uma altura variável, atingindo 2m próximo do anel e 1.25m nos bordos da sapata, como se pode observar na Figura 5.2b. Por sua vez, o anel de aço apresenta um diâmetro exterior com cerca de 4m, e penetra na sapata cerca de 1.55m; nos topos o anel apresenta duas flanges com 7cm de espessura, que servem de ligação à sapata e à torre.

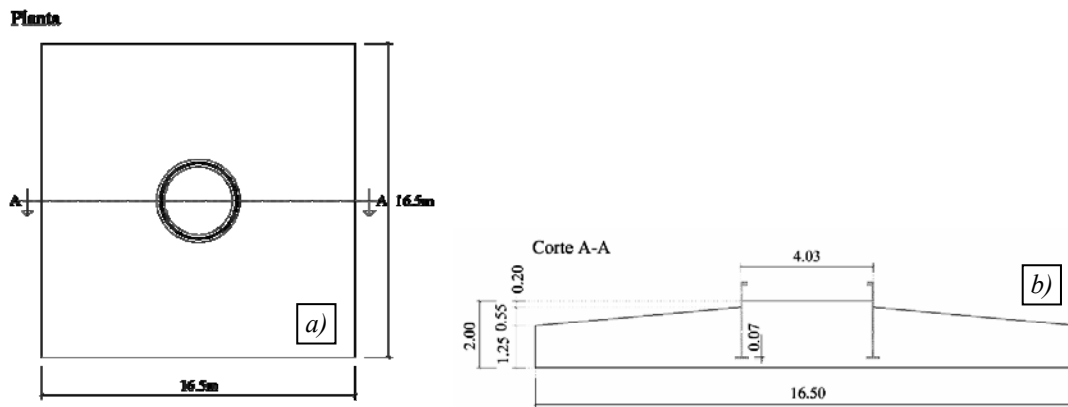


Figura 5.2 – a) Planta da sapata; b) Corte A-A da Sapata

5.3 Materiais

Uma vez que nos três cenários que irão ser considerados estão envolvidos materiais distintos, seguidamente fornece-se a respectiva caracterização térmica e mecânica.

Na Tabela 5.1 estão definidas, para cada cenário e análise numérica, as características do calor gerado por cada betão. Os valores adoptados para os parâmetros da lei de Arrhenius correspondem aos determinados experimentalmente no Capítulo 3 para cada um dos cimentos, sendo que os valores de E_a e a correspondem aos obtidos com base no Método das Taxas de Hidratação, enquanto que para $f(\alpha)$ foi adoptada a curva determinada a partir dos ensaios isotérmicos realizados a 20°C. Para o calor gerado a tempo infinito Q_{pot} adoptaram-se os valores médios obtidos a partir dos ensaios isotérmicos realizados a 20°C, 30°C e 40°C. No entanto, como para cada betão a e Q_{pot} dependem da quantidade de cimento em massa C que intervém na composição, na Tabela 5.1 os valores referentes a estas entidades aparecem já multiplicados por C . Para o Cenário 1 adoptou-se para C o valor que constava da composição do betão C25/30 cedida pela central de betonagem. Já para o Cenário 2 adoptaram-se para C valores que correspondessem a classes de resistência semelhantes à C25/30, mas utilizando como ligantes os diversos tipos de cimento ensaiados na presente dissertação. No Cenário 3 o valor de C foi tomado igual ao adoptado na análise 1.6 para o Cenário 1, por ter sido aquela que evidenciou maior risco de fendilhação. Para as restantes propriedades térmicas, nomeadamente para a condutibilidade térmica e calor específico, adoptaram-se, respectivamente, valores de $2.6 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ e $2400 \text{ kJm}^{-3}\text{K}^{-1}$, conforme preconizado por Silveira (1996) para betões com inertes de origem granítica.

Tabela 5.1 – Potencial de geração de calor adoptado em cada cenário

Cenário	Análise	Tipo de Cimento	C (kg/m ³)	Parâmetros da lei de Arrhenius		
				E_a (kJ/mol)	a (1/s)	Q_{pot} (kJ)
1	1.1	CEM II/A-L 42.5R	255	49.07	3.074E+11	91397.1
	1.2		340		4.098E+11	121862.8
	1.3		255		3.074E+11	91397.1
	1.4		190		2.290E+11	68099.8
	1.5		300		3.616E+11	107526.0
	1.6		285		3.435E+11	102149.7
2	2.1	CEM I 52.5R	220	47.51	1.205E+09	84288.6
	2.2	CEM I 42.5R	240	44.71	3.035E+08	84850.4
	2.3	CEM II/A-L 42.5R	255	49.07	1.586E+09	91397.1
	2.4	CEM II/B-L 32.5N	280	50.16	1.851E+09	78418.7
	2.5	CEM IV/B(V) 32.5N	270	44.18	1.972E+08	74166.3
3	3.1	CEM II/A-L 42.5R	285	49.07	3.435E+11	68099.8
	3.2					
	3.3					
	3.4					

No que diz respeito às propriedades mecânicas dos betões envolvidos em cada uma das análises efectuadas, apresentam-se na Tabela 5.2 os valores adoptados para f_{cm} , f_{ctm} e E_{cm} (aos 28 dias e para uma temperatura de referência de 20°C), assim como os parâmetros correspondentes à Lei da Dupla Potência. A influência da temperatura na evolução das propriedades mecânicas foi tida em conta a partir do conceito da Idade Equivalente, sendo que as curvas de evolução utilizadas para a temperatura de referência de 20°C foram as sugeridas pelo EC2. Finalmente, para os diferentes betões adoptou-se para coeficientes de dilatação térmica e de Poisson os valores de referência de 10^{-5}K^{-1} e 0.2, respectivamente.

Nas várias simulações efectuadas não se considerou a existência de qualquer tipo de retracção, uma vez que neste tipo de estruturas, com grandes massas de betão e com tempos de análise curtos, a retracção de secagem afecta apenas uma zona muito superficial, de apenas 1 ou 2cm de espessura, e a retracção autógena é muito baixa devido ao reduzido conteúdo em cimento dos betões normalmente utilizados.

Tabela 5.2 – Propriedades mecânicas dos betões adoptadas em cada cenário

Cenário	Análise	Betão	Propriedades aos 28 dias			Parâmetros da DPL			
			f_{cm} (MPa)	f_{ctm} (MPa)	E_{cm} (GPa)	k	f_l	m	n
1	1.1	CM1	24	2.2	29.0	1.20	0.50	0.15	0.30
	1.2	CM2	44	3.5	36.0	1.30	0.50	0.15	0.30
	1.3	CM3	31	2.9	34.5	1.20	0.40	0.10	0.35
	1.4	CM4	28	2.7	32.0	1.30	0.50	0.15	0.30
	1.5	CM5	43	3.5	35.5	1.40	0.60	0.10	0.25
	1.6	CM6	32	2.7	32.4	1.30	0.30	0.10	0.40
2	2.1								
	2.2								
	2.3	CM1	24	2.2	29.0	1.20	0.50	0.15	0.30
	2.4								
	2.5								
3	3.1								
	3.2	CM6	32	2.7	32.4	1.30	0.30	0.10	0.40
	3.3								
	3.4								

Para o anel metálico e para a rocha de fundação adoptaram-se as propriedades que se apresentam na Tabela 5.3. Para a rocha de fundação não se indicam propriedades mecânicas uma vez que o respectivo maciço apenas foi discretizado para a análise térmica, de modo a evitar que a deformabilidade da rocha desvirtuasse o estudo paramétrico pretendido; para as propriedades térmicas adoptaram-se os valores sugeridos em Silveira (1996) para granito.

Tabela 5.3 – Propriedades adoptadas para o anel de aço e para o granito de fundação

Elemento	E (GPa)	ν	α	ρc (kJ m ⁻³ K ⁻¹)	k (W m ⁻¹ K ⁻¹)
Anel metálico	210	0.3	12×10^{-6}	3407	54.00
Granito	-	-	-	2038	2.79

5.4 Condições ambientais

Nas análises termo-mecânicas as condições ambientais influenciam os resultados numéricos, condicionando a evolução das temperaturas no betão quer devido à temperatura da envolvente à sapata (ar e maciço de fundação), quer devido aos fenómenos de convecção induzidos pelo vento. Nas várias simulações numéricas realizadas recorreu-se a uma função sinusoidal para expressar a evolução da temperatura do ar ao longo do dia, tendo assim em conta as amplitudes térmicas diárias

registadas no local de implantação da sapata. A definição desta sinusóide foi efectuada a partir dos registos da temperatura ambiente apresentados em Azenha e Faria (2006), adoptando a amplitude térmica e as temperaturas máximas e mínimas que mais se repetiram durante o período de monitorização da sapata (a betonagem ocorreu em Dezembro). Assim, admitindo que a betonagem teve lugar cerca das 11h da manhã, que as temperaturas máxima e mínima diária foram 8°C e 1.5°C, ocorrendo às 15h e às 3h de cada dia, obteve-se a função sinusoidal descrita na equação [5.1] e representada na Figura 5.3.

$$T_{amb}(t) = 3.25 \sin\left(2\pi t + \frac{\pi}{6}\right) + 4.75 \quad [5.1]$$

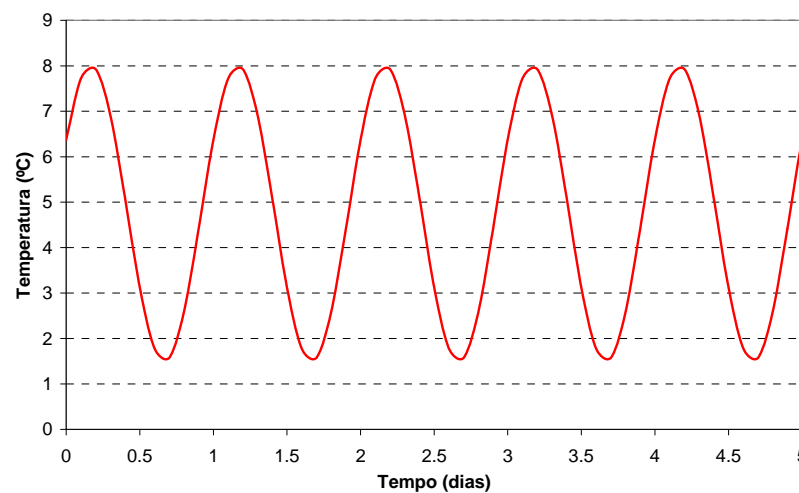


Figura 5.3 – Evolução da temperatura ambiente

5.5 Características do modelo numérico

Para a simulação numérica da sapata recorreu-se a um modelo de elementos finitos em que se assumiu a simplificação de geometria axi-simétrica. Embora não rigorosa, por questões relacionadas essencialmente com a redução do tempo de cálculo e com uma mais fácil interpretação de resultados optou-se por proceder a esta simplificação, o que implica a consideração de uma sapata circular com diâmetro igual à aresta da sapata, como se pode observar na Figura 5.4. No entanto esta simplificação afigura-se razoável tendo em conta que a região com maior interesse para o estudo é a mais próxima do anel metálico, facto este que foi comprovado em Azenha e Faria (2006), através da comparação dos resultados decorrentes da aproximação axi-simétrica com os obtidos através de uma modelação tridimensional.

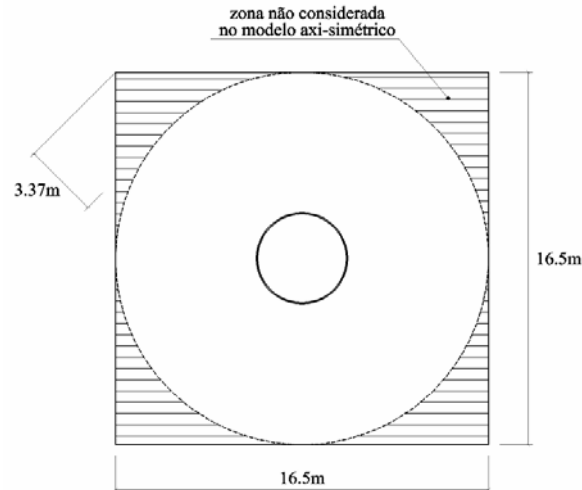


Figura 5.4 – Zonas não consideradas no modelo axi-simétrico

No modelo utilizado optou-se também por discretizar parte do maciço de fundação, uma vez que este condiciona fortemente os gradientes de temperatura no interior da sapata, e consequentemente o respectivo estado de tensão. A Figura 5.5 reproduz a geometria adoptada para o modelo axi-simétrico, onde se pode igualmente observar a zona de granito de fundação considerada. A escolha da dimensão do maciço granítico a considerar resultou de um processo interactivo de variação da respectiva altura, até que esta deixasse de influenciar significativamente o campo de temperaturas. Na Figura 5.5 é igualmente possível observar as condições fronteiras que foram adoptadas para o modelo térmico, tendo sido definidas quatro situações:

- Fronteira 1: Corresponde às faces superior do betão e do aço em contacto directo com o ar. Para esta fronteira utilizaram-se coeficientes de convecção equivalente* que têm em conta os fenómenos de convecção e radiação com o ar, e a presença de uma manta de geotêxtil (no caso dos Cenários 1 e 2) ou de um isolamento térmico (no Cenário 3) – ver valores na Tabela 5.4.
- Fronteira 2: Diz respeito à face de betão em contacto com a cofragem (metálica). À semelhança da Fronteira 1 adoptou-se um coeficiente de convecção equivalente que tem em conta a presença da cofragem metálica (nos Cenários 1 e 2), ou da

* O coeficiente de convecção equivalente h_{eq} , que simula os fenómenos de convecção, radiação e condução (este último no caso de isolamentos e cofragens), é avaliado com base numa metodologia similar à adoptada para as resistências eléctricas Cervera (2002), considerando aqueles fenómenos associados em série ou em paralelo.

cofragem metálica e de um isolamento térmico (no Cenário 3)– ver valores na Tabela 5.4.

- Fronteira 3: Esta fronteira pretende ter em conta a delimitação do granito que se encontra subjacente à sapata. Nesta fronteira e no eixo de simetria consideraram-se condições adiabáticas, logo sem qualquer tipo de trocas de calor.
- Fronteira 4: Esta última fronteira refere-se à superfície do granito exposta ao ar, pelo que h_{eq} tem em conta os correspondentes fenómenos de convecção e radiação (ver na Tabela 5.4 valor adoptado para h_{eq}).

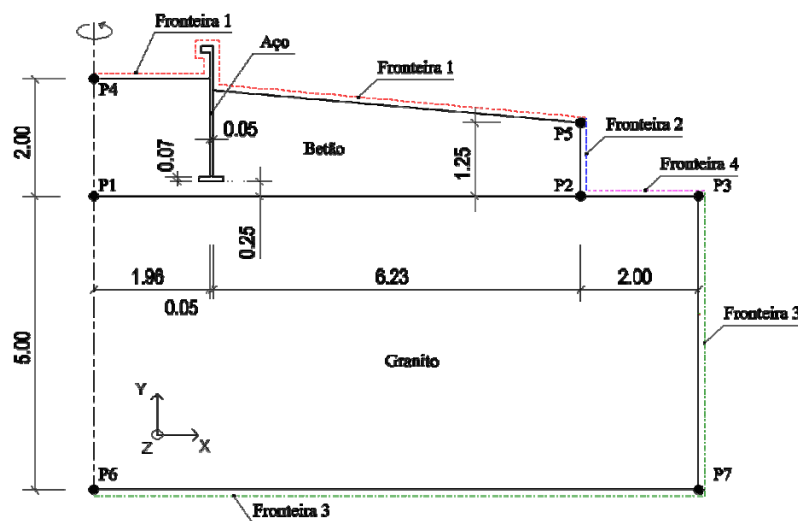


Figura 5.5 – Geometria e condições fronteira adoptadas para o modelo numérico

Para o cálculo do fluxo de calor nas Fronteiras 1 e 2 foi considerada em cada instante a temperatura do ar reproduzida pela equação [5.1]. Para temperatura inicial do anel de aço considerou-se que seria igual à temperatura ambiente aquando da betonagem, ou seja, de 6.4°C. No caso do granito de fundação tomou-se uma temperatura inicial uniforme em profundidade de 10°C (temperatura média anual da Serra d'Arga, de acordo com os dados climáticos da Região de Turismo do Alto Minho), uma vez que num estudo térmico preliminar se observou que para profundidades superiores a 4 m as temperaturas no maciço eram praticamente constantes durante todo o ano, e com valor próximo da referida temperatura média anual. Finalmente, para a temperatura do betão aquando da betonagem adoptou-se o valor de 15°C.

Tabela 5.4 – Coeficientes de convecção equivalente adoptados para as várias fronteiras

Cenário	Análise	$h_{eq} (W m^{-2} K^{-1})$			
		Fronteira 1	Fronteira 2	Fronteira 3	Fronteira 4
1	Todas	10.00	7.50	0.00	12.00
2	Todas	10.00	7.50	0.00	12.00
3	3.1	10.00	7.50		
	3.2	2.85 ^(*)	2.60 ^(*)		
	3.3	1.18 ^(*)	1.13 ^(*)	0.00	12.00
	3.4	0.63 ^(*)	0.61 ^(*)		

(*) Estes valores têm em conta a colocação sobre o betão e a cofragem metálica de placas de isolamento térmico em poliestireno expandido, com 1, 3 ou 6 cm de espessura (análises 3.2, 3.3 e 3.4, respectivamente), e uma condutibilidade térmica de $0.04 W m^{-1} K^{-1}$.

No que diz respeito às condições fronteira do modelo mecânico, optou-se por restringir o movimento vertical ao longo do alinhamento P6-P7 da Figura 5.5. Foram ainda colocados elementos de contacto ao logo das interfaces betão/anel e betão/granito, os quais garantiam compatibilidade de deslocamentos apenas na direcção normal à interface, e para o caso de o contacto ser de compressão (em situação de tracção a compatibilidade era desactivada). Finalmente, na interface betão/anel houve que considerar uma restrição mecânica que simulasse a existência de uma armadura superior atravessando o anel de aço, como ilustrado na Figura 5.6: por este facto, no modelo numérico os deslocamentos dos nós de betão posicionados de um e outro lados do anel metálico foram compatibilizados na direcção do eixo dessa armadura.

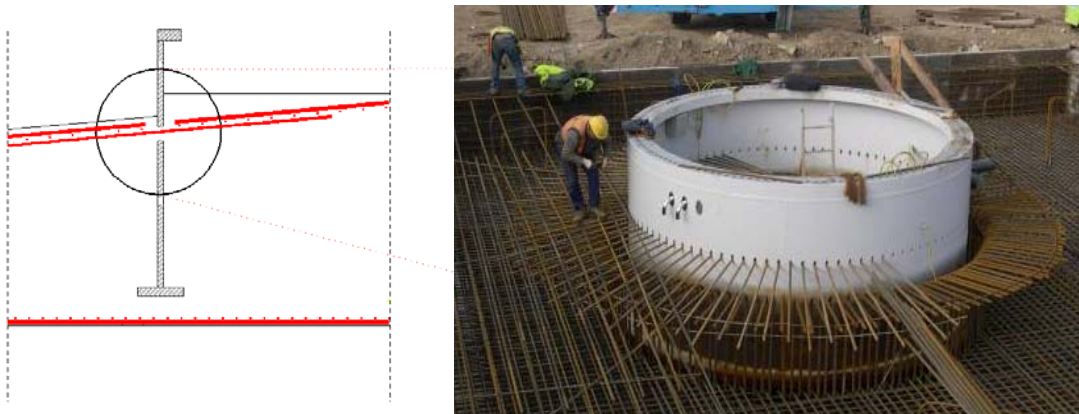


Figura 5.6 – Pormenor da armadura superior que atravessa o anel metálico

No modelo térmico foram utilizados elementos finitos de 4 nós com 2×2 pontos de integração, enquanto que no modelo mecânico se utilizaram elementos finitos de 8 nós com 2×2 pontos de integração; em ambos os modelos se recorreu à malha representada na Figura 5.7. As análises foram realizadas com incrementos de tempo de

1h, prolongando-se por um total de 50 dias. Por uma questão de facilidade de apresentação de resultados, a discussão que adiante se fará será muito focada nos cinco pontos representados na Figura 5.8.

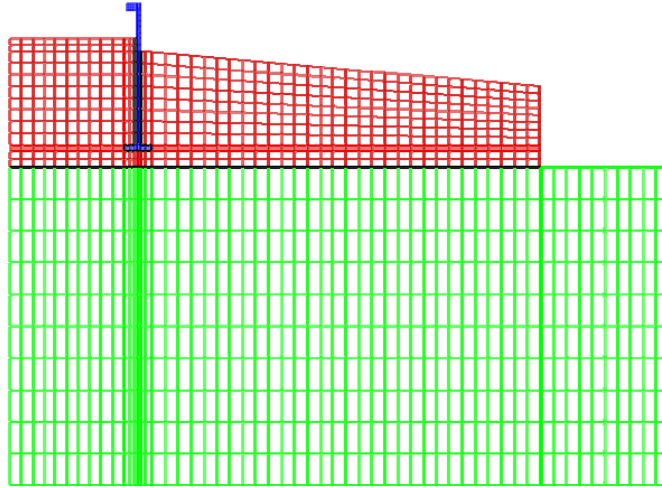


Figura 5.7 – Malha de elementos finitos adoptada

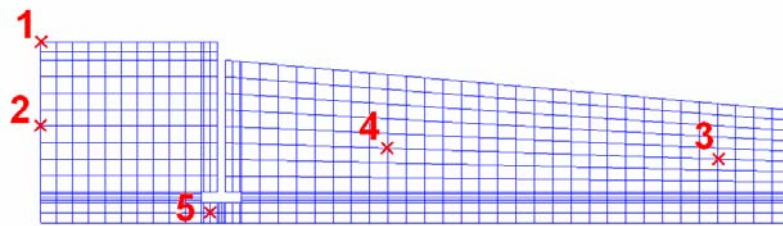


Figura 5.8 – Pontos para análise de resultados

5.5.1 Cenário 1

Apresentam-se agora os resultados obtidos para as várias simulações numéricas realizadas no âmbito do Cenário 1. O objectivo deste estudo é analisar a influência que a utilização de betões de classes de resistência variadas tem no risco de fendilhação da sapata.

5.5.1.1 Resultados térmicos

Na Figura 5.9 reproduz-se a evolução das distribuições de temperatura na sapata e no maciço de fundação para a análise realizada com o betão da campanha CM2. Da análise atenta desta figura podem constatar-se os seguintes aspectos.

- A fase de aquecimento dura cerca de 1.5 dias, sendo relativamente rápida quando comparada com a fase de arrefecimento.
- As temperaturas máximas na sapata fazem-se sentir essencialmente na zona do núcleo, junto ao eixo de simetria (nó 2), atingindo valores de aproximadamente 60°C.
- Em todos os mapas de temperatura é observável o efeito de drenagem de calor induzido pelo anel metálico, em virtude da elevada condutibilidade térmica do aço e do contacto deste com o ar exterior a temperatura mais baixa. Desta forma as temperaturas no betão adjacente ao anel são notoriamente inferiores às do restante betão de núcleo.
- As condições adversas do local provocam, especialmente durante a fase de aquecimento, elevadas perdas de calor para o ar, o que origina consideráveis gradientes térmicos entre a superfície e o interior da sapata.
- Na fase de aquecimento o granito, por inicialmente se encontrar a uma temperatura relativamente baixa, possuir uma baixa condutibilidade térmica e um elevado calor específico, provoca um arrefecimento do betão próximo da superfície inferior da sapata, gerando gradientes térmicos consideráveis entre esse betão e o do núcleo. Na fase de arrefecimento, porém, o granito funciona como um “armazém” de calor, que vai disponibilizando para o betão, atenuando os gradientes térmicos na zona inferior da sapata.

Tendo em conta que a zona da sapata onde se observou que ocorreram os maiores gradientes de temperatura é junto ao eixo de simetria, seguidamente, e para os diferentes betões considerados, apresentar-se-ão as evoluções de temperatura registadas nos nós 1 e 2. Assim, na Figura 5.10 apresenta-se a evolução da temperatura no nó 1, constatando-se que as maiores elevações ocorrem nos betões com maiores resistências à compressão, correspondentes às campanhas CM2 e CM5. Tal facto era já previsível, uma vez que os betões com maiores resistências à compressão apresentavam também maiores conteúdos em cimento, o que origina maior libertação de calor de hidratação.

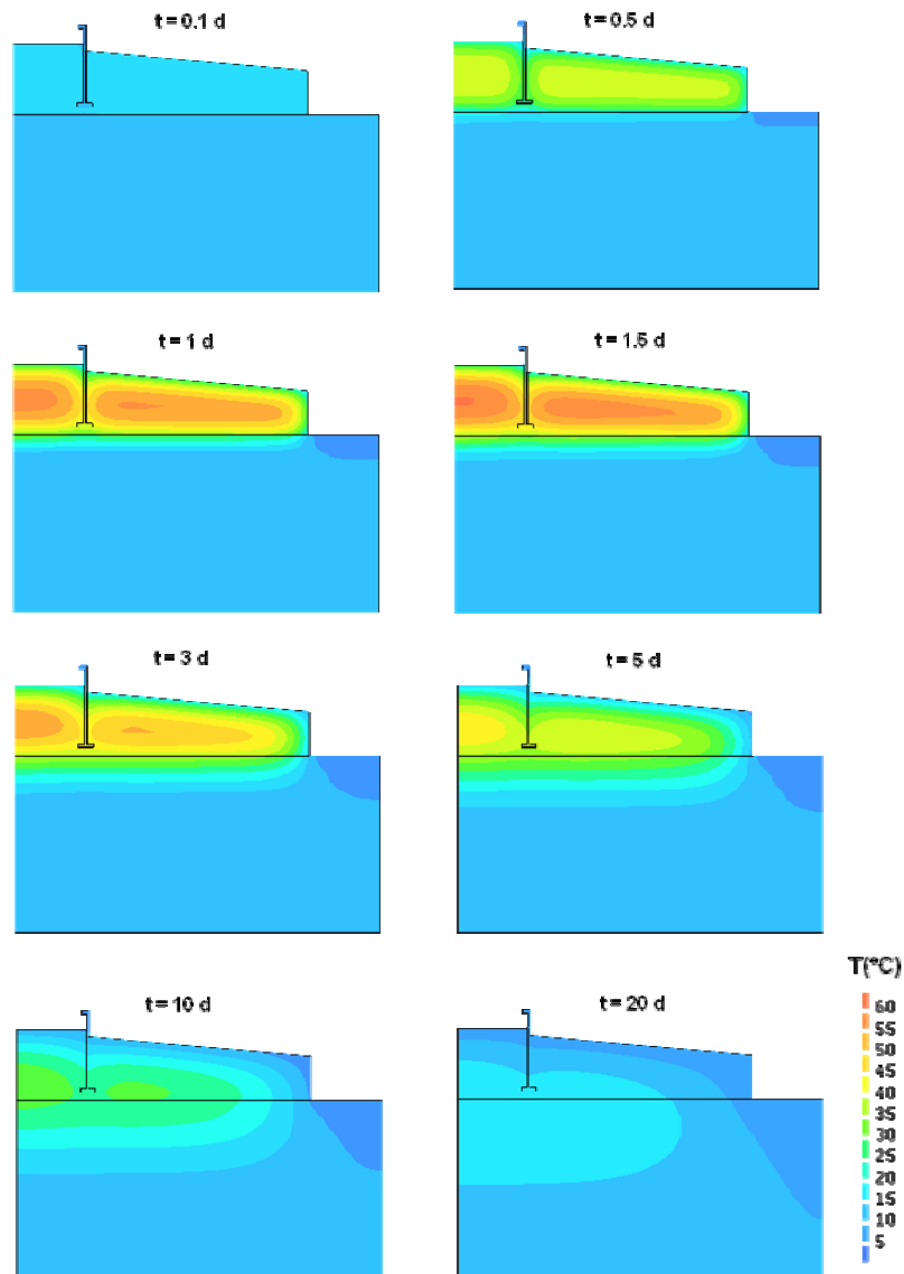


Figura 5.9 – Evolução da distribuição de temperaturas para o betão da campanha CM2

No nó 2 obtiveram-se os resultados que se apresentam na Figura 5.11, constatando-se, à semelhança do que ocorreu no nó 1, que os betões que originaram maiores elevações de temperatura foram os das classes de resistência mais elevadas. Constata-se igualmente a existência de elevados gradientes térmicos entre a superfície do betão (nó 1) e o núcleo da sapata (nó 2), tanto maiores quanto maior o conteúdo em cimento de cada betão; para o caso do betão da campanha CM2 o referido diferencial é de aproximadamente 32°C, no instante em que é atingida a máxima elevação de temperatura.

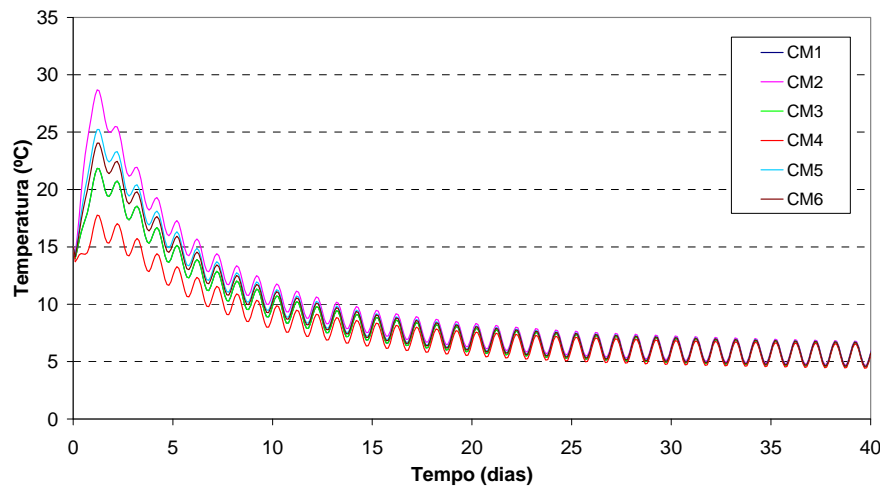


Figura 5.10 – Evolução da temperatura no nó 1 no Cenário 1

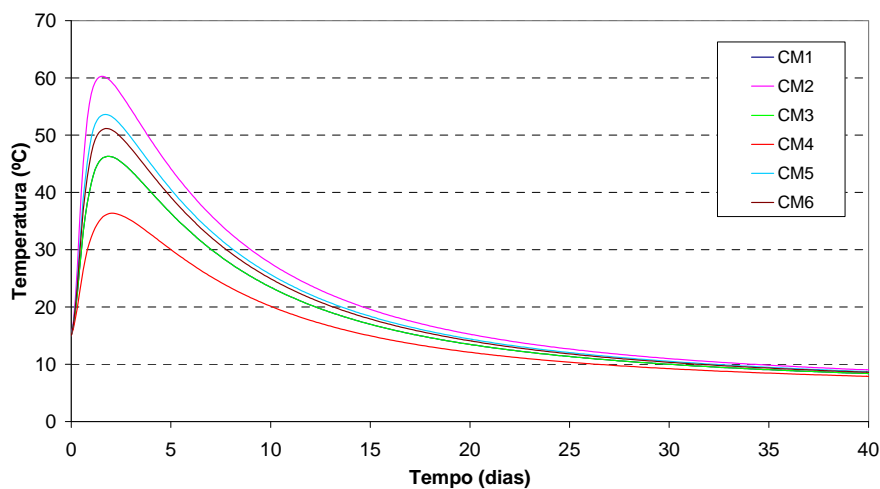


Figura 5.11 – Evolução da temperatura no nó 2 no Cenário 1

Comparando os registos das temperaturas apresentados nas duas figuras anteriores observa-se ainda que na zona superficial da sapata (nó 1) a evolução da temperatura é claramente influenciada pela evolução da temperatura do ar, o que não sucede no interior do betão.

5.5.1.2 Resultados mecânicos

Seguidamente apresentar-se-ão as evoluções das tensões radiais (σ_x), verticais (σ_y) e circunferenciais (σ_z) que nas primeiras idades se desenvolvem no betão da sapata. No entanto, e tal como para a evolução das temperaturas, primeiramente será apresentada a evolução das distribuições de tensões no betão da campanha CM2, de modo a melhor interpretar o comportamento termo-mecânico da sapata em estudo. A partir da Figura 5.12, em que se representam as distribuições das tensões normais de tracção na direcção radial (X), pode constatar-se que:

- Na fase de aquecimento do betão (≈ 1.5 dias) surgem tensões de tracção radiais na superfície superior de betão exposta ao ar. Estas tensões devem-se ao elevado gradiente térmico entre a superfície e o interior da sapata na fase de aquecimento, o que faz com que expansão volumétrica no interior seja significativamente superior à da superfície, traccionando esta de forma significativa, sobretudo junto ao eixo de simetria (nó 1).
- Na fase de arrefecimento assiste-se a uma inversão do estado de tensão na sapata, ou seja, as zonas inicialmente traccionadas passam a comprimidas, e vice-versa. Tal facto ocorre devido a uma maior contracção volumétrica no interior da sapata do que na superfície, e em consequência no final da fase de arrefecimento surgem tensões de tracção importantes no núcleo da sapata, tanto no interior como no exterior do anel de aço, que são máximas na zona do nó 1, como se observa no mapa de tensões referente à idade de 50 dias.
- Embora não tão significativas, na fase de aquecimento surgem também tensões radiais de tracção no betão próximo do granito de fundação.

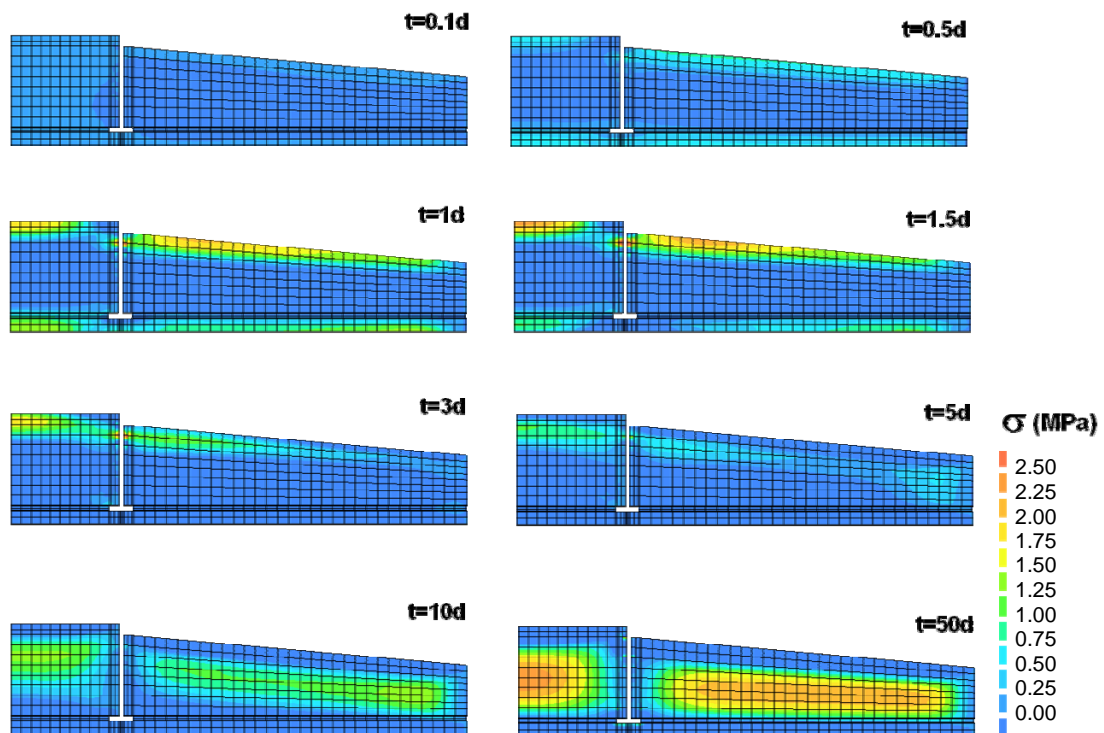


Figura 5.12 – Evolução das tensões de tracção na direcção X (radial) para o betão da campanha CM2

Assim, e tendo em conta o comportamento evidenciado pela sapata, na Figura 5.13 e na Figura 5.14 apresentam-se as evoluções das tensões na direcção radial (X)

para os pontos mais representativos, ou seja, os nós 1 e 2. Na Figura 5.13 confirma-se que durante os primeiros dias a zona superficial do betão (nó 1) encontra-se traccionada, com tensões que chegam a ultrapassar os 2 MPa nos betões das classes mais elevadas. As máximas tensões radiais de tracção ocorrem no mesmo instante em que se registaram as maiores elevações de temperatura (≈ 1.5 dias), uma vez que este é também o instante em que se registaram os maiores gradientes térmicos entre a superfície e o núcleo da sapata. Já na fase de arrefecimento assiste-se a uma diminuição progressiva das tensões de tracção radiais no nó 1, de tal modo que ao fim de 5 dias a superfície da sapata passa a estar comprimida, estabilizando numa tensão de compressão ente os 4 e os 6 MPa ao fim de 30 dias. Em geral a evolução das tensões radiais apresenta a mesma hierarquia que tinha sido registada na evolução das temperaturas, ou seja, os betões das classes mais elevadas provocam maiores tensões radiais (quer de compressão, quer de tracção), o que era já esperado em virtude de serem estes os betões que apresentavam maiores gradientes térmicos ao longo da direcção vertical.

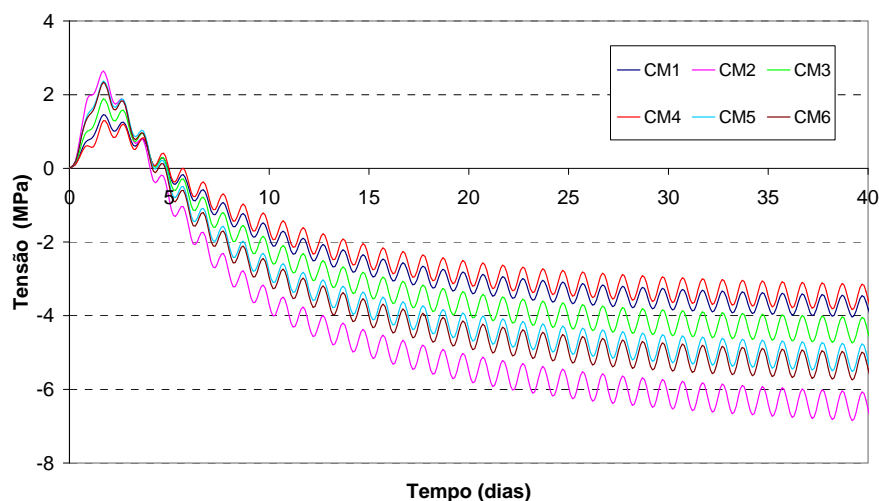


Figura 5.13 – Evolução das tensões na direcção X (radial) para o nó 1 no Cenário 1

No que diz respeito ao estado de tensão no nó 2 (Figura 5.14), as evoluções da tensão radial apresentam um comportamento totalmente inverso do apresentado para o nó 1 (Figura 5.13). Assim, durante a fase de aquecimento o núcleo da sapata é sujeito a um estado de compressão sucessivamente crescente, até um valor próximo dos 2 MPa no caso dos betões das classes mais elevadas. Na fase de arrefecimento assiste-se a uma inversão do estado de tensão no núcleo da sapata, que culmina em tensões de tracção de aproximadamente 2.4 MPa para o caso do betão da campanha CM2.

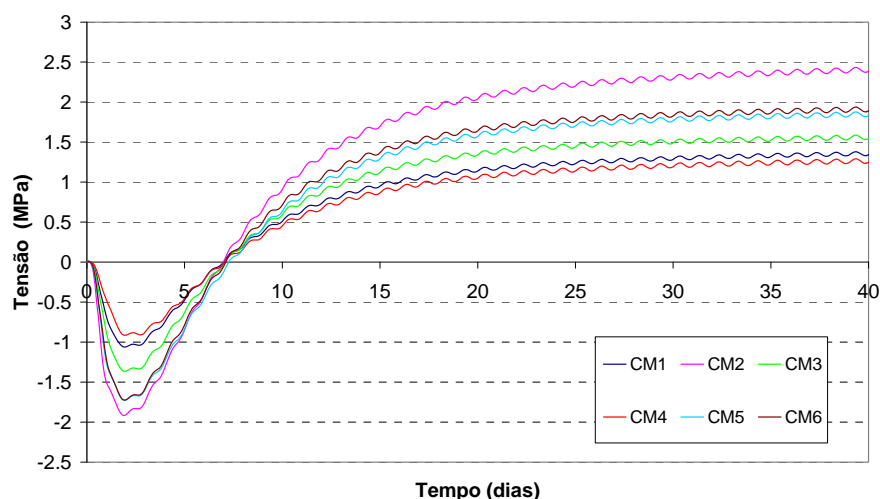


Figura 5.14 – Evolução das tensões na direcção X (radial) para o nó 2 no Cenário 1

Na Figura 5.15 reproduz-se a evolução dos mapas de tensões de tracção verticais (direcção Y) para o betão da campanha CM2. Consta-se que as tensões nesta direcção são diminutas, em virtude de tanto as restrições às deformações volumétricas do betão, como os gradientes térmicos na direcção radial, serem pequenos. Em face da escassa importância destas tensões não se efectuará para elas qualquer tipo de comparação envolvendo os diferentes betões analisados, nem voltarão a ser objecto de discussão nos demais cenários.

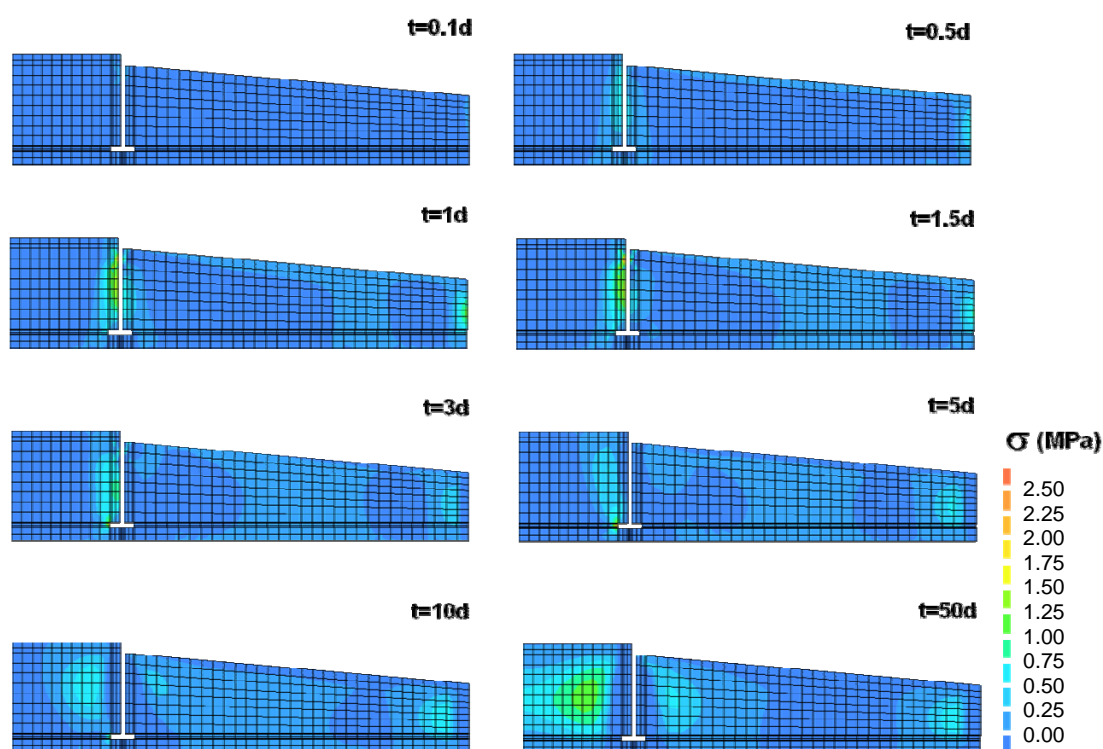


Figura 5.15 – Evolução das tensões de tracção na direcção Y (vertical) para o betão da campanha CM2

Na Figura 5.16 apresenta-se a evolução dos mapas de tensões de tracção circunferenciais (direcção Z) para o betão da campanha CM2. Da análise desta figura podem-se retirar as seguintes ilações:

- Durante a fase de aquecimento na zona superficial do betão surgem tensões de tracção importantes na direcção circunferencial, com a mesma génese já referida para as tensões radiais. Nesta fase as tensões na superfície são máximas junto ao eixo de simetria.
- Na fase de arrefecimento ocorre uma diminuição progressiva daquelas tensões de tracção superficiais, e assiste-se ao surgimento de um bolbo de tensões de tracção na periferia da sapata. Estas tensões circunferenciais são importantes, sendo devidas a restrições à livre contracção térmica circunferencial da zona periférica da sapata. De facto esta zona da sapata encontra-se mais exposta às condições ambientais do que o núcleo, pelo que tende a arrefecer mais rapidamente, o que faz com que as contracções volumétricas de origem térmica nessa zona, na fase de arrefecimento, sejam significativamente superiores às do núcleo da sapata. Deste modo a zona periférica acaba por encontrar alguma restrição a essas contracções, o que prova elevadas tensões de tracção na direcção circunferencial. No entanto à medida que o núcleo começa a arrefecer estas tensões de tracção tendem a desaparecer, dando-se uma inversão no estado de tensão na sapata. Numa fase final a zona periférica já à temperatura ambiente impede a livre contracção do núcleo, o que origina neste tensões de tracção significativas.
- De uma maneira geral a evolução das tensões circunferenciais é similar à observada para as tensões radiais, com excepção do aparecimento do bolbo de tensões de tracção na zona mais periférica da sapata.

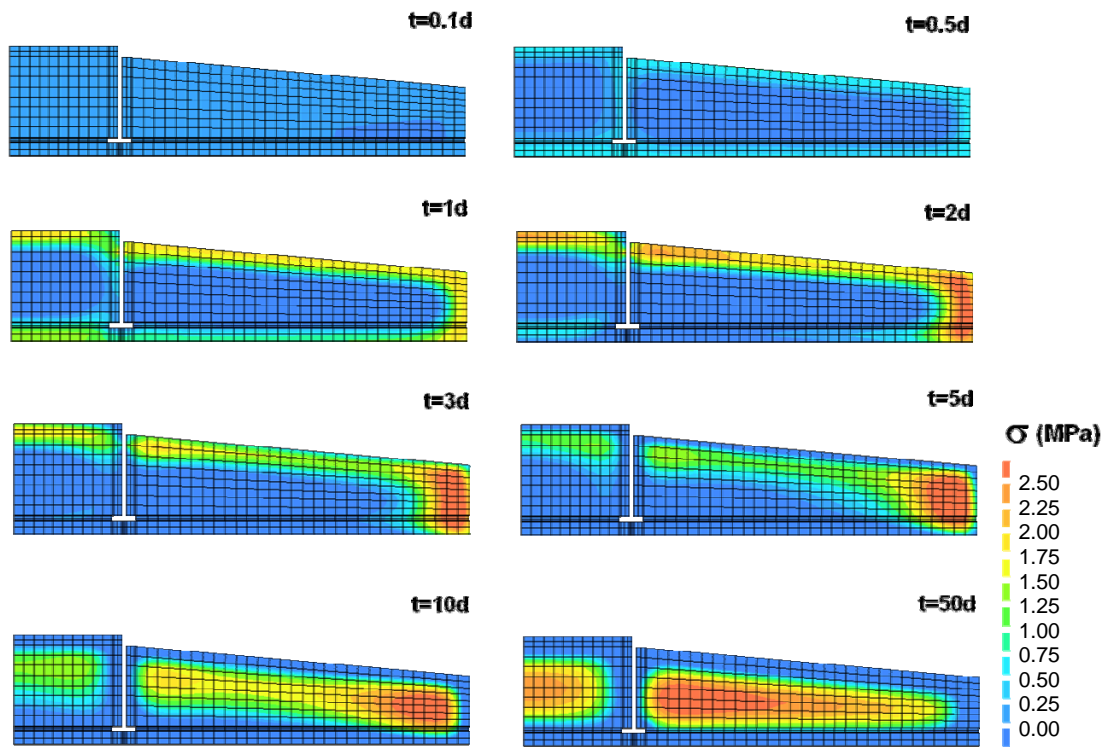


Figura 5.16 – Evolução das tensões de tracção na direcção Z (circunferencial) para o betão da campanha CM2

Tendo em conta a evolução observada para as tensões circunferenciais, os pontos mais representativos para comparação dos resultados obtidos para os vários betões analisados no presente cenário são os referentes aos nós 1 e 2, e ainda os nós 3 e 4. Nos nós 1 e 2 as evoluções das tensões circunferenciais são iguais às das tensões radiais, uma vez que estes nós se encontram sobre o eixo de simetria, pelo que aqui apenas se apresentarão os resultados referentes aos nós 3 e 4. Assim, na Figura 5.17 apresenta-se a evolução da tensão circunferencial no nó 3, onde se observa que durante a fase de aquecimento (cerca de 1.5 dias) se desenvolvem em todos os betões compressões muito pouco significativas (≈ 0.5 MPa). Iniciado o arrefecimento instalam-se tensões de tracção importantes, que são maiores para os betões das classes de resistência mais elevadas, chegando a ultrapassar os 3 MPa para o betão da campanha CM2. As tensões de tracção atingem o valor máximo por volta dos 7 dias, sofrendo posteriormente uma diminuição de aproximadamente 50%.

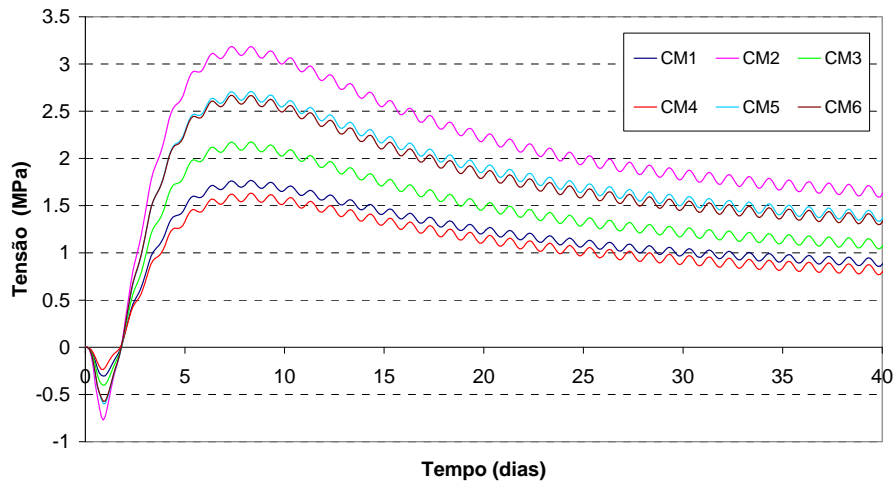


Figura 5.17 – Evolução das tensões na direcção Z (circunferencial) para o nó 3 no Cenário 1

Na Figura 5.18 apresenta-se a evolução das tensões circunferenciais no nó 4, onde se constata que o comportamento é idêntico ao evidenciado para as tensões radiais no nó 2, ou seja, na fase de aquecimento o núcleo da sapata é sujeito a um estado de compressão sucessivamente crescente até um valor próximo dos 1.5 MPa, a que se segue, na fase de arrefecimento, uma inversão do estado de tensão, atingindo-se no final tensões de tracção de cerca de 2.6 MPa (isto para o betão da campanha CM2). Observa-se ainda que as tensões de tracção são tanto maiores quanto mais elevada é a classe de resistência do betão.

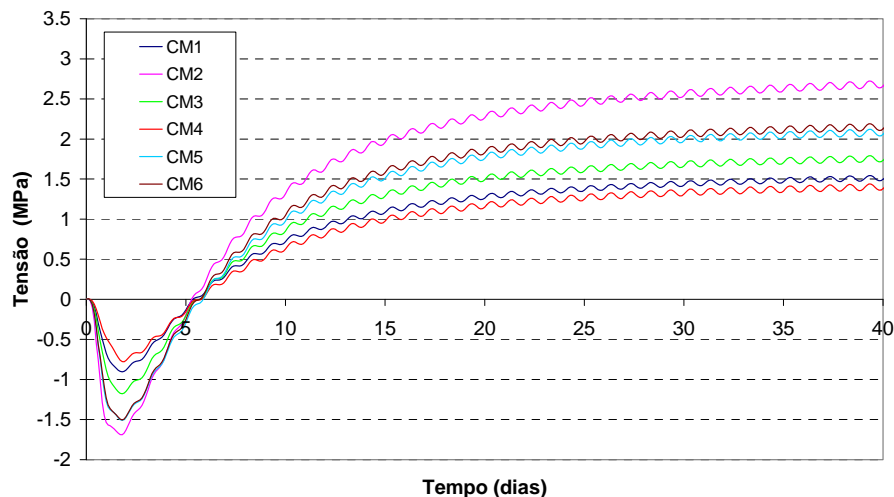


Figura 5.18 – Evolução das tensões na direcção Z (circunferencial) para o nó 4 no Cenário 1

Da análise das várias tensões apresentadas constatou-se serem estas tanto mais elevadas quanto mais elevada a classe de resistência do betão. No entanto esta observação, por si só, não permite concluir quais os betões que conduzem a um maior risco de fendilhação nas primeiras idades, uma vez que às classes de resistência mais

elevadas estiveram associadas maiores tensões, mas também lhes correspondem maiores resistências à tracção. Assim, para se poderem comparar os diversos betões vai recorrer-se ao conceito de índice de fendilhação (“*Cracking Index*”), I_{cr} , o qual permite avaliar o risco de fendilhação de uma forma determinística, tendo em conta a influência da maturidade na evolução da resistência à tracção. Na presente dissertação a definição adoptada para este índice é

$$I_{cr}(t) = \frac{\sigma_I}{f_{ctm}(t_{eq})} \quad [5.2]$$

onde $f_{ctm}(t_{eq})$ é a resistência à tracção média do betão para a idade equivalente t_{eq} (a uma temperatura de referência de 20°C) e σ_I é a máxima tensão principal de tracção que ocorre num dado ponto. Em análises visco-elásticas, como as que aqui adoptadas, valores de $I_{cr}(t)$ iguais ou superiores à unidade indiciam fortes probabilidades de ocorrência de fendilhação, enquanto que valores nulos indicam a inexistência de tracções em todas as direcções principais. Aplicando este conceito a cada ponto de Gauss do modelo mecânico é possível obter mapas de I_{cr} , e desta forma identificar as zonas da sapata que apresentam risco de fendilhação nas primeiras idades.

Deste modo apresentam-se na Figura 5.19 os mapas do índice de fendilhação para a simulação numérica levada a cabo com o betão da campanha CM2. Da análise desta figura é possível retirar as seguintes conclusões:

- Na fase de aquecimento, e devido às já reportadas tracções radiais e circunferenciais que se fazem sentir nas superfícies da sapata expostas ao ar e em contacto com a cofragem, observa-se a existência de um elevado índice de fendilhação do betão, que supera o valor 1 entre os 0.5 dias e os 1.5 dias, e chega a atingir valores superiores a 1.2.
- Embora com menor relevância do que à superfície, observam-se índices de fendilhação consideráveis (que chegam a atingir o valor de 0.8) no betão adjacente ao maciço de fundação, resultantes do gradiente térmico reportado para a fase de aquecimento entre o betão da sapata e o granito.
- A partir dos 3 dias o índice de fendilhação diminui significativamente na superfície do betão, mas devido às anteriormente observadas tracções circunferenciais surge na periferia da sapata um bolbo com valores de I_{cr} muito

próximos da unidade. O máximo I_{cr} nesta zona ocorre por volta dos 5 dias, seguindo-se uma diminuição progressiva deste índice para valores de 0.7 aos 50 dias.

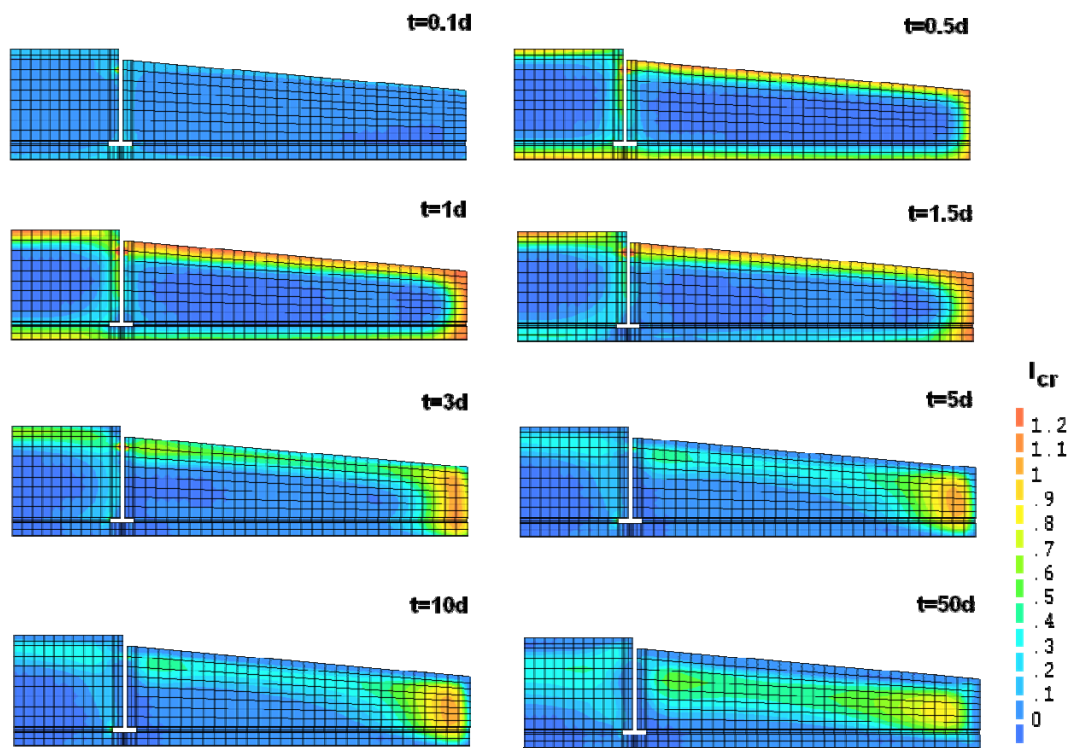


Figura 5.19 – Evolução do índice de fendilhação para o betão da campanha CM2

Identificadas as zonas mais sensíveis da sapata em estudo no que diz respeito ao risco de fendilhação nas primeiras idades, apresenta-se em seguida a evolução do índice de fendilhação para as várias simulações realizadas no presente cenário, e para os nós 1, 2, 3 e 4. Assim, na Figura 5.20 apresenta-se a evolução de $I_{cr}(t)$ para um ponto na superfície do betão, o nó 1. Em concordância com as observações efectuadas anteriormente constata-se que durante os primeiros dias existe um elevado risco de fendilhação para todos os betões ensaiados. O maior índice de fendilhação (≈ 1.6) ocorreu para o betão da campanha CM6, observando-se uma tendência para o risco de fendilhação aumentar nos betões das classes mais elevadas. Tal deve-se ao facto de o aumento do conteúdo em cimento não ser proporcional ao aumento da resistência à tracção, pelo que para as classes de betão mais elevadas o aumento daquela não compensa o agravamento das tensões de tracção induzido pela acentuação dos gradientes térmicos.

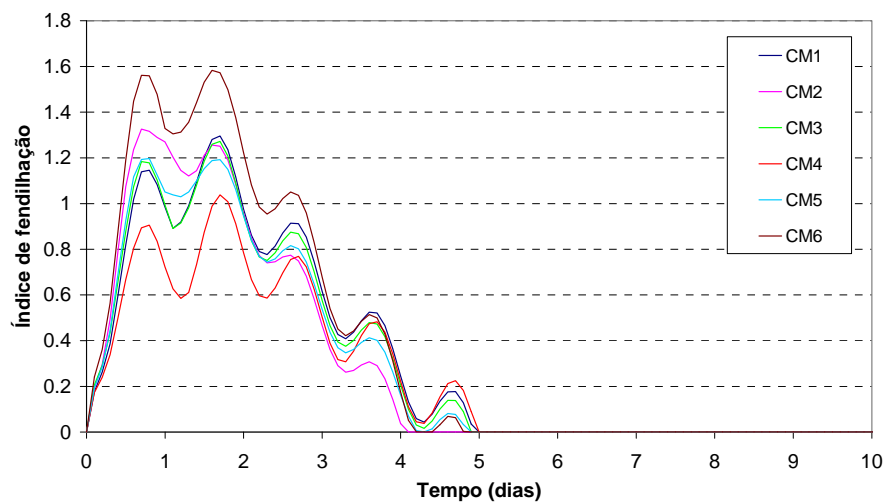


Figura 5.20 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 1 no Cenário 1

Para o nó 2 obtiveram-se os resultados que são apresentados na Figura 5.21, onde se constata ser o risco de fendilhação reduzido na região do núcleo da sapata interior ao anel de aço, para todos os betões analisados. Na realidade para os vários betões analisados obtiveram-se valores de I_{cr} semelhantes aos do nó 1, sendo este índice máximo para o betão da campanha CM6, em que se atingiu um valor de cerca de 0.7.

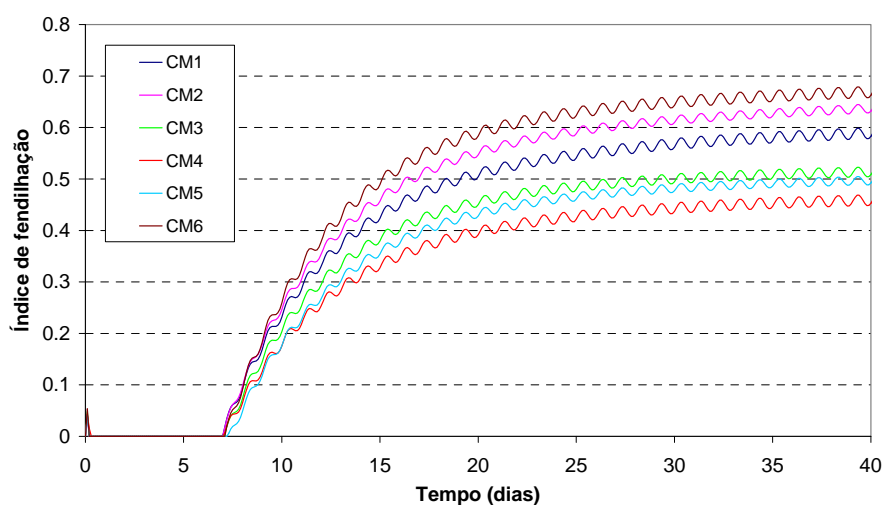


Figura 5.21 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 2 no Cenário 1

Na Figura 3.23 apresenta-se a evolução de I_{cr} para o nó 3, situado na periferia da sapata. Constata-se que o índice de fendilhação neste caso atinge valores superiores aos registados para o nó 2, tendo a análise realizada com o betão da campanha CM6 originado valores superiores à unidade.

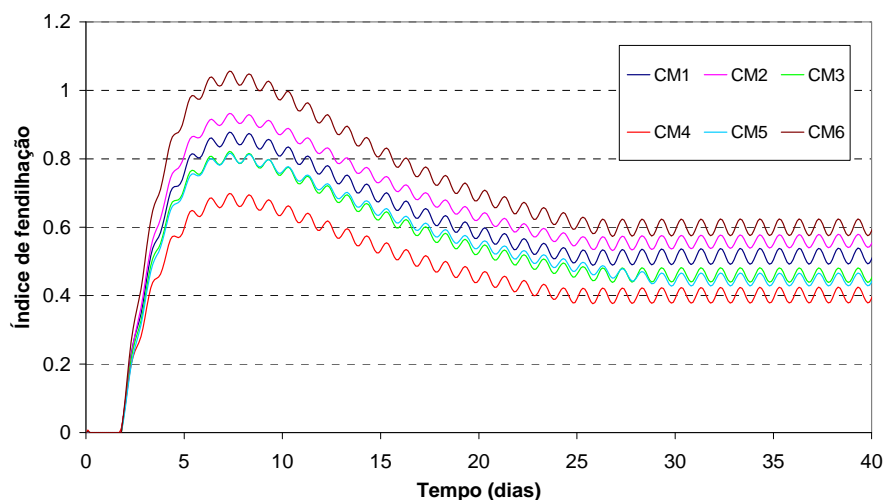


Figura 5.22 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 3 no Cenário 1

Na Figura 5.23 apresenta-se a evolução de I_{cr} para o nó 4, concluindo-se ser moderado o risco de fendilhação no núcleo da sapata exterior ao anel de aço, uma vez que o valor máximo registado para aquele índice é de aproximadamente 0.8 no betão da campanha CM6.

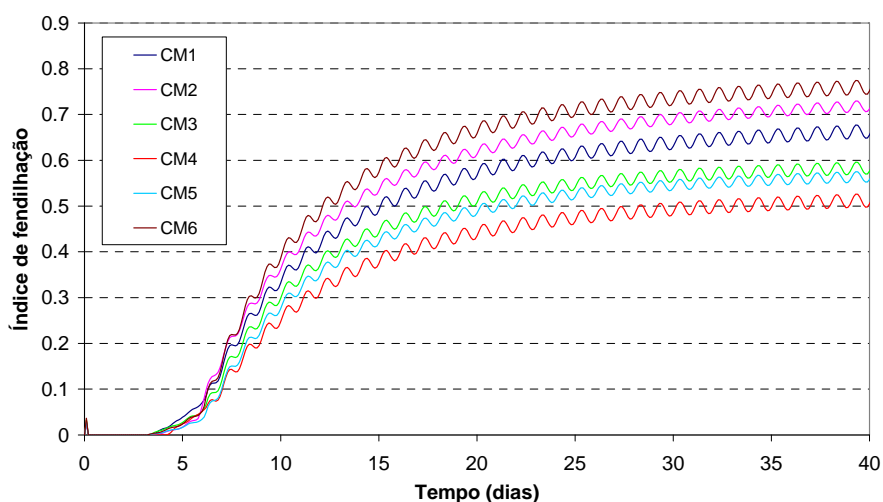


Figura 5.23 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 4 no Cenário 1

Conclui-se assim que as zonas da sapata que apresentam maior risco de fendilhação são as que ficam próximas das superfícies expostas ao ar (topo) ou em contacto com a cofragem (periferia). O betão que apresentou maior risco de fendilhação foi o da campanha CM6, betão este que será alvo de análise no Cenário 3, onde irá propor-se uma solução para diminuir os índices de fendilhação da sapata em estudo. De uma maneira geral observou-se também que quanto mais elevada a classe de resistência de betão maior foi o índice de fendilhação alcançado.

5.5.2 Cenário 2

Avaliada a influência das propriedades mecânicas no risco de fendilhação da sapata em estudo, apresentam-se agora as simulações numéricas levadas a cabo no Cenário 2, onde se pretendeu estudar a influência do tipo de cimento no risco de fendilhação da sapata. Assim, admitindo-se como fixas as propriedades mecânicas do betão da campanha CM1 fizeram-se variar os cimentos empregues na composição, considerando-se então os tipos CEM I 52.5R, CEM I 42.5R, CEM II/A-L 42.5R, CEM II/B-L 32.5N e CEM IV/B(V) 32.5N.

5.5.2.1 Resultados térmicos

Na Figura 5.24 e na Figura 5.25 apresentam-se as evoluções de temperatura nos nós 1 e 2 da sapata, para os diferentes cimentos já referidos. Da análise destas figuras constata-se que o cimento que induziu maiores elevações de temperatura foi o CEM II/A-L 42.5R, atingindo-se um máximo de 47°C no núcleo da sapata, e o cimento que provocou uma menor elevação de temperatura foi o CEM IV/B(V) 32.5N, originado no interior da sapata uma temperatura máxima de 38°C (ver Figura 5.25). No entanto, e de uma maneira geral, todos os cimentos induziram um comportamento térmico da sapata muito idêntico.

Embora à primeira vista estes resultados possam parecer de difícil compreensão – uma vez que aquando da caracterização dos vários cimentos se constatou a existência de grandes diferenças em termos de comportamento térmico –, no presente cenário há que ter em consideração que, ao serem usadas diferentes quantidades de cimento para garantir uma classe de resistência constante, as diferenças em termos de comportamento térmico se tendem a atenuar (cimentos libertando menor calor de hidratação tendem a ter de ser usados em maior quantidade na mistura do que os geradores de maior calor de hidratação, de modo a garantir a resistência mecânica pretendida). Assim, para o presente exemplo de aplicação a utilização de um ou outro tipo de cimento pouco influencia os gradientes de temperatura entre a superfície e o núcleo da sapata. Parece, contudo, resultar num ligeiro benefício, em termos de diminuição dos gradientes de temperatura, da utilização do cimento CEM IV/B(V) 32.5N.

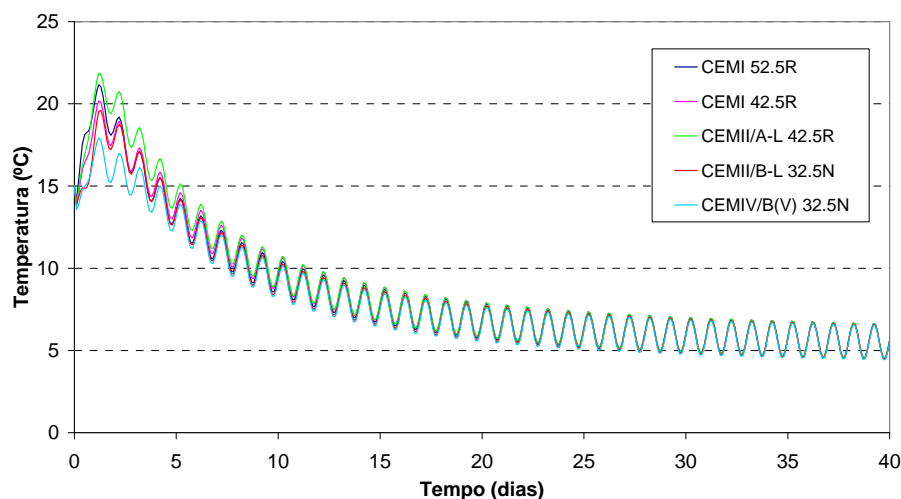


Figura 5.24 – Evolução da temperatura no nó 1 no Cenário 2

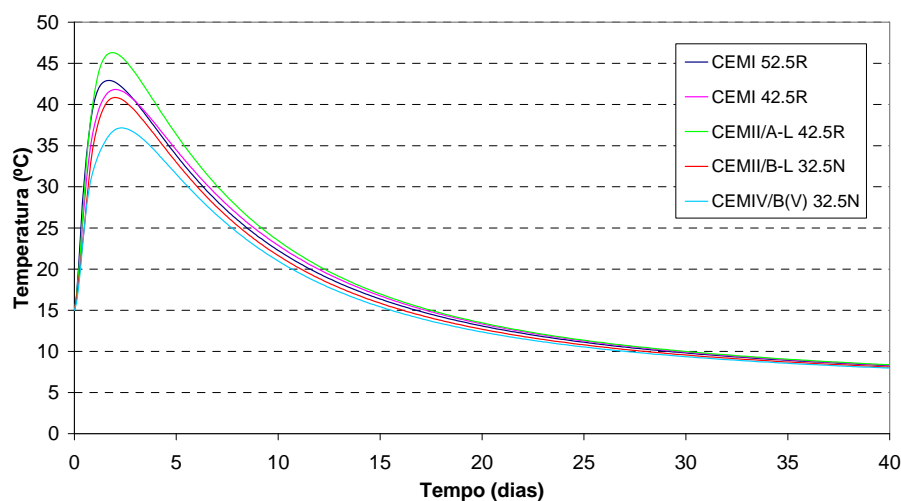


Figura 5.25 – Evolução da temperatura no nó 2 no Cenário 2

5.5.2.2 Resultados mecânicos

Em termos mecânicos a análise de resultados será realizada a partir da evolução das tensões radiais e circunferenciais instaladas na sapata, uma vez que, como anteriormente observado, estas são as que têm maior relevância. A avaliação do risco de fendilhação será efectuada a partir da análise do índice de fendilhação em dois pontos da sapata.

Assim, na Figura 5.26 e na Figura 5.27 apresentam-se as evoluções da tensão radial nos nós 1 e 2 da sapata. Da análise dessas figuras constata-se que a evolução das tensões é muito similar para os diferentes cimentos considerados, o que resulta da já comentada semelhança dos gradientes térmicos obtidos nas análises térmicas.

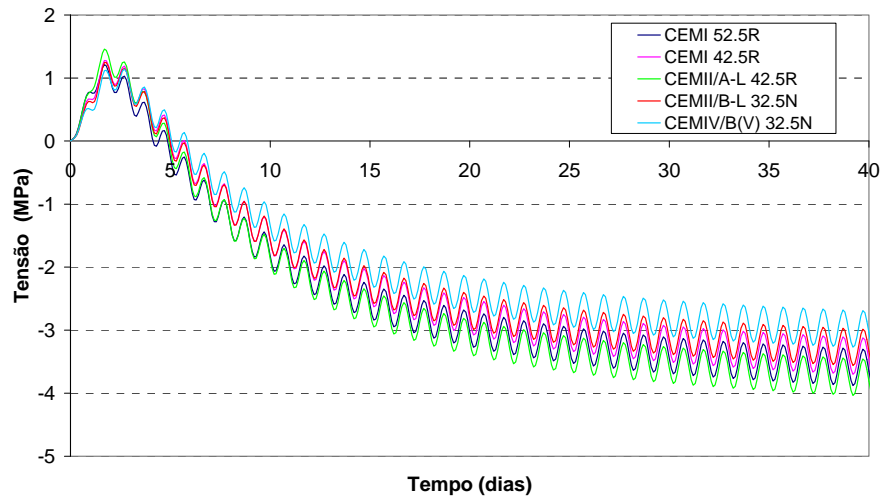


Figura 5.26 – Evolução das tensões na direcção X (radial) para o nó 1 no Cenário 2

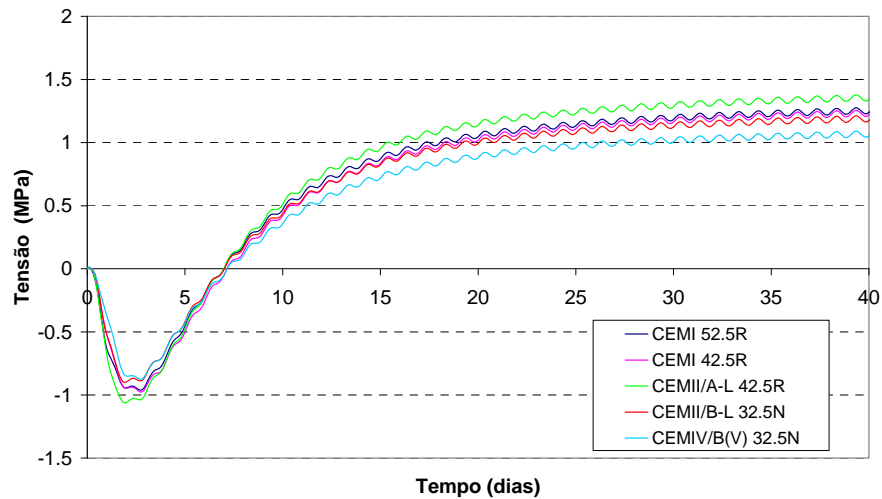


Figura 5.27 – Evolução das tensões na direcção X (radial) para o nó 2 no Cenário 2

Idênticos resultados podem ser observados na Figura 5.28 e na Figura 5.29, que reproduzem as evoluções das tensões circunferências nos nós 3 e 4. No entanto, no nó 3 a influência do tipo de cimento utilizado faz-se sentir um pouco mais: na análise efectuada com o cimento CEM II/A-L 42.5R as tracções máximas atingiram 1.75 MPa, enquanto que com o cimento CEM IV/B(V) 32.5N se alcançaram 1.4 MPa, o que representa uma diferença de aproximadamente 20%. Embora pouco significativo, parece assim existir um ligeiro benefício em se utilizar o cimento CEM IV/B(V) 32.5N.

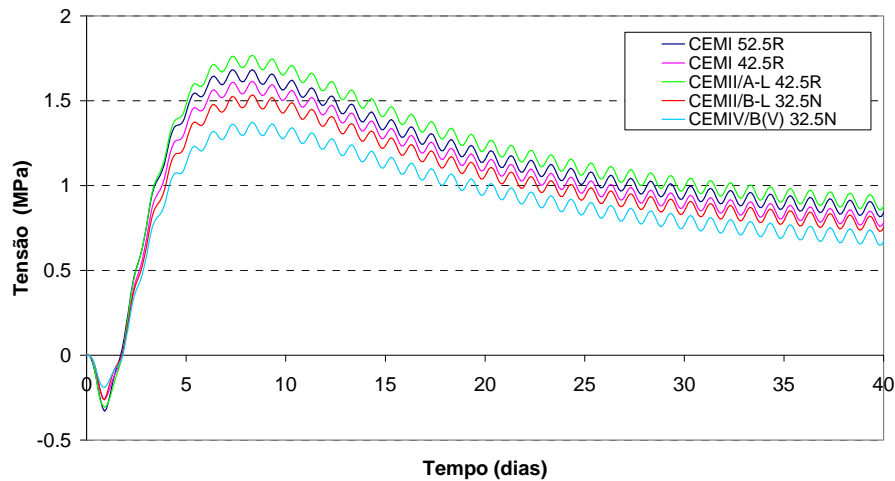


Figura 5.28 – Evolução das tensões na direcção Z (circunferencial) para o nó 3 no Cenário 2

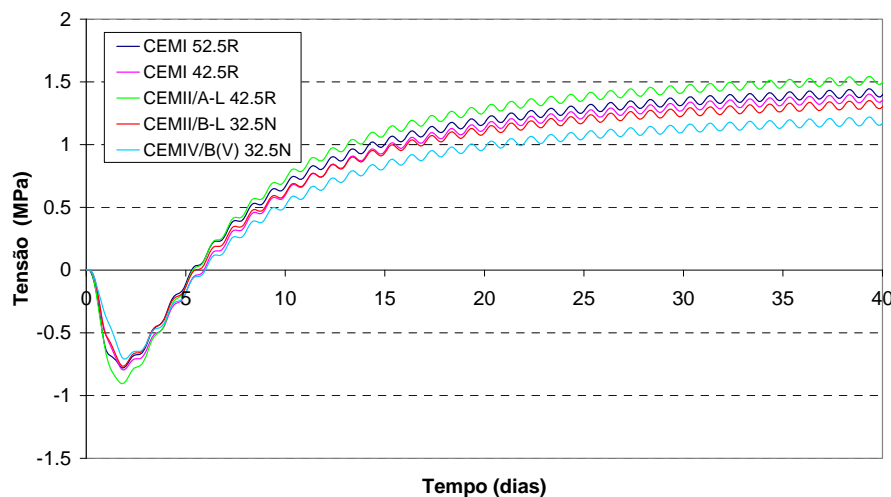


Figura 5.29 – Evolução das tensões na direcção Z (circunferencial) para o nó 4 no Cenário 2

Tal como se observou para o Cenário 1, as zonas da sapata que apresentam maior risco de fendilhação correspondem à superfície em contacto com ar e à zona periférica próxima da cofragem. Assim, para o presente cenário a avaliação do risco de fendilhação centrar-se-á na análise da evolução do índice de fendilhação nos nós 1 e 3.

Apresenta-se então na Figura 5.30 a evolução de I_{cr} para o nó 1, onde é possível constatar que todos os cimentos induzem comportamentos semelhantes, com elevado risco de fendilhação na zona superficial do betão. Desta forma, e para a presente sapata, não existe um benefício claro em utilizar um ou outro tipo de cimento no que diz respeito à diminuição desta fendilhação.

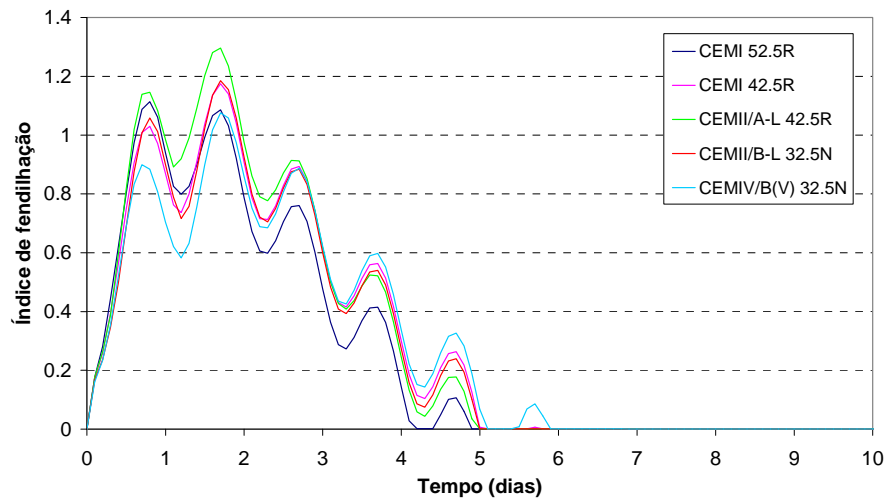


Figura 5.30 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 1 no Cenário 2

No que diz respeito à evolução do índice de fendilhação no nó 3 (ver Figura 5.31), constata-se a existência de um ligeiro benefício em utilizar o cimento CEM IV/B(V) 32.5N. Este benefício pode ser explicado devido à presença de cinzas na composição deste cimento, que possuem propriedades ligantes latentes que contribuem para o desenvolvimento da resistência praticamente sem geração de calor, o que atenua os gradientes térmicos.

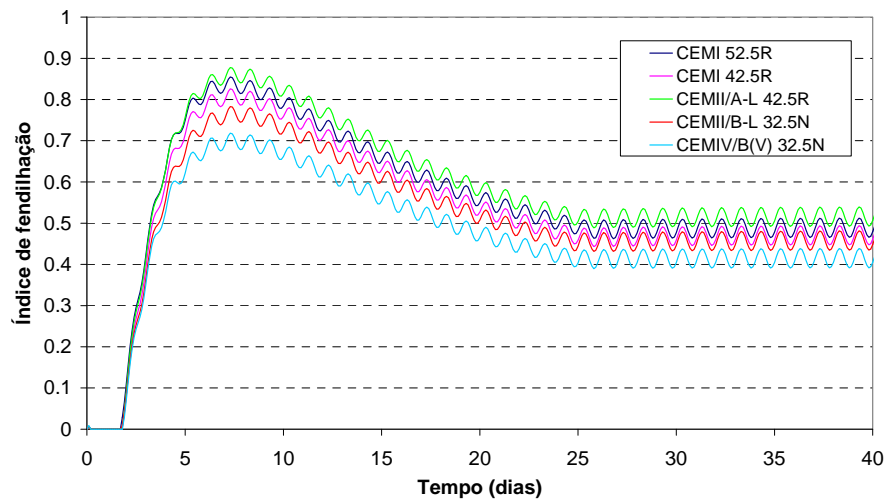


Figura 5.31 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 3 no Cenário 2

5.5.3 Cenário 3

Nos resultados que anteriormente se apresentaram para o Cenário 1 constatou-se a existência de um elevado risco de fendilhação nas primeiras idades na zonas superficial e periférica da sapata. Das análises do Cenário 2 concluiu-se também que a alteração do

cimento do betão, nomeadamente para outro com menor calor de hidratação, pouca influência teve na diminuição do risco de fendilhação.

Uma vez que a fissuração nas primeiras idades pode ter repercussões na durabilidade de uma estrutura, e se como no caso presente a substituição do cimento não conduzir a vantagens claras na sua atenuação, impõe-se analisar outras formas de actuação na execução da betonagem e cura de modo a reduzir o risco de fendilhação. Tal como já salientado, num contexto de primeiras idades o principal factor que origina tracções no betão, e por sua vez a fendilhação, são os elevados gradientes térmicos que se fazem sentir no material. Para diminuir o risco de fendilhação é então imperativo diminuir os gradientes de temperatura, no caso da presente sapata entre a superfície e o núcleo. Uma das possibilidades para reduzir estes gradientes consiste na colocação de sistemas de refrigeração no interior da massa do betão, de modo a reduzir as elevações da temperatura durante a cura. Esta solução é correntemente utilizada em barragens, mas para o presente caso seria dispendiosa e pouco prática. Assim, na presente dissertação procurou-se estudar uma solução alternativa que consiste na colocação de um isolamento térmico na superfície do betão, de modo a uniformizar o campo de temperaturas e assim diminuir o risco de fendilhação. Desta forma, e utilizando o betão do Cenário 1 que apresentou maior risco de fendilhação (betão da campanha CM6), fizeram-se variar as condições de protecção da superfície exposta e cofrada do betão, colocando placas de isolamento térmico em poliestireno expandido com espessuras de 1cm, 3cm e 6cm. Os resultados das análises correspondentes serão apresentados em continuação.

5.5.3.1 Resultados térmicos

Efectuaram-se então três simulações numéricas adoptando as propriedades do betão da campanha CM6, realizado com cimento CEM II/A-L 42.5R, fazendo-se variar apenas a espessura do isolamento térmico colocado na superfície do betão e da cofragem.

De modo a evidenciar a influência deste isolamento no comportamento térmico da sapata, na Figura 5.32 apresentam-se em paralelo os mapas de temperaturas para duas situações extremas: sem isolamento, e com isolamento de 6cm de espessura. Da análise destes mapas pode constatar-se que a colocação do isolamento térmico na superfície provoca maiores elevações de temperatura na sapata, mas os gradientes térmicos entre a

superfície e o núcleo da sapata são consideravelmente atenuados, pois o calor gerado pela hidratação do cimento é dissipado para o ambiente de um modo gradual e uniforme. No entanto há que salientar que a colocação do isolamento térmico induz também um aumento do gradiente térmico entre o núcleo da sapata e o betão mais próximo do maciço granítico, facto que se deve ao aumento da temperatura no núcleo da sapata não ser compensado com aumento significativo da temperatura na zona adjacente ao maciço.

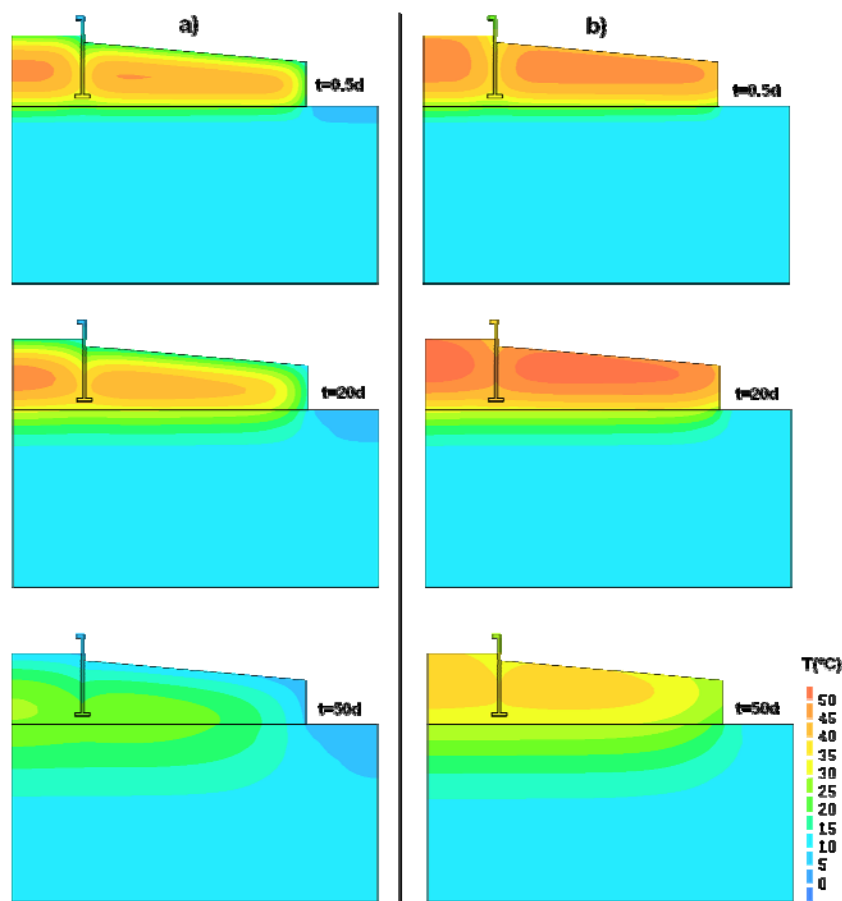


Figura 5.32 – Evolução das temperaturas; a) sem isolamento e b) com 6cm de isolamento

5.5.3.2 Resultados mecânicos

Na Figura 5.33 estão documentados os mapas das tensões de tracção radiais para as já referidas situações extremas de isolamento na superfície: sem isolamento ou com 6cm de poliestireno expandido. Da análise desta figura consta-se que a colocação de isolamento térmico na superfície provoca, de uma maneira geral, uma diminuição significativa das tensões de tracção na sapata. A excepção é a zona de betão imediatamente adjacente ao maciço de fundação, e à idade de 1.5 dias, que em virtude

dos maiores gradientes térmicos aí instalados apresenta um agravamento das tensões de tracção com a colocação do isolamento.

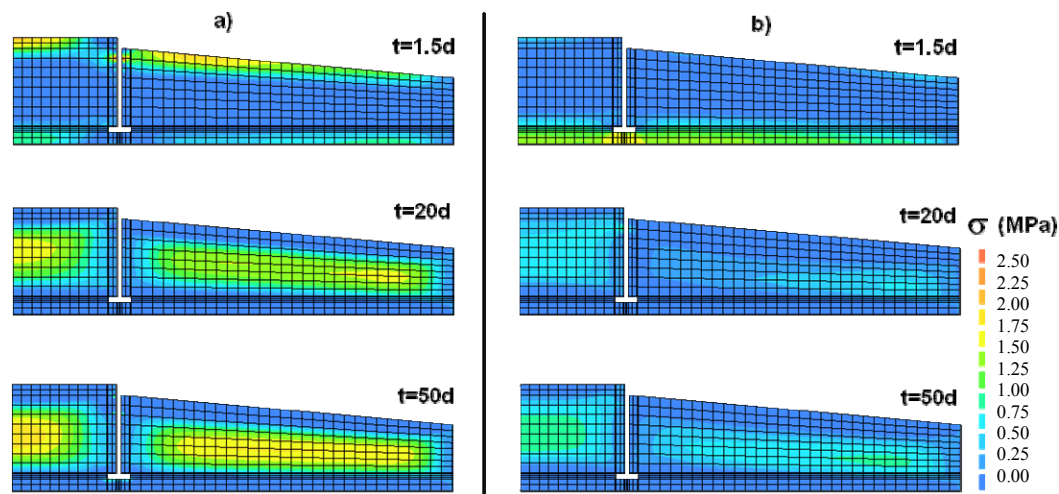


Figura 5.33 – Evolução das tensões de tracção radiais; a) sem isolamento e b) com 6cm de isolamento

Na Figura 5.34 apresentam-se os resultados respeitantes às duas situações anteriormente analisadas, mas desta feita em termos das tensões circunferenciais de tracção. Novamente se observa que a colocação de isolamento térmico induz uma diminuição significativa das tensões de tracção na superfície, núcleo e periferia da sapata. No entanto regista-se também um aumento das tensões circunferenciais de tracção na zona da sapata adjacente ao maciço de fundação, cuja génese é a atrás descrita para as tensões radiais.

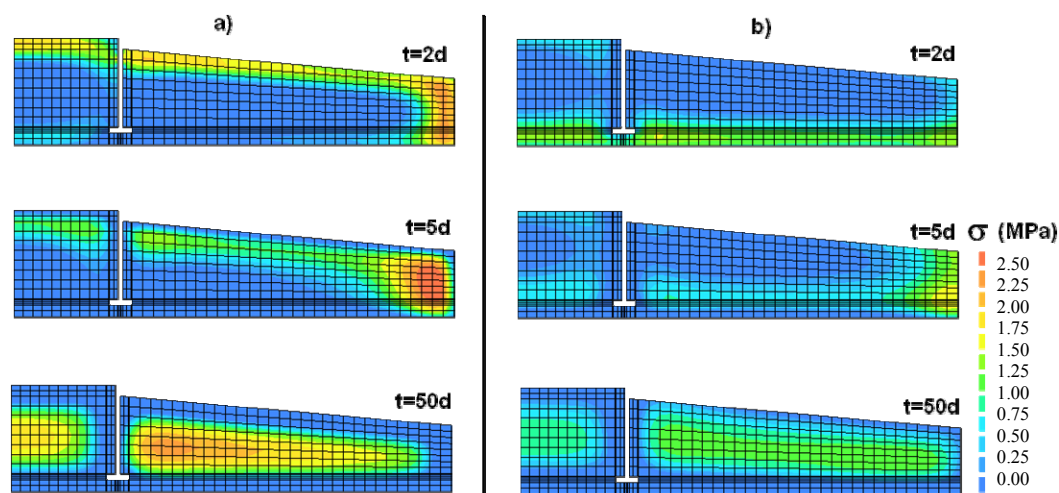


Figura 5.34 – Evolução das tensões de tracção circunferenciais; a) sem isolamento e b) com 6cm de isolamento

Uma vez apresentadas as evoluções das tensões circunferenciais e radiais na sapata facilmente se constata que, de uma maneira geral, à custa da colocação de isolamento térmico na superfície do betão é possível diminuir as tensões de tracção provocadas pelos gradientes térmicos. Da análise da Figura 5.35 torna-se evidente que quando se adopta o isolamento térmico tem lugar uma drástica diminuição do índice de fendilhação na superfície, na periferia e no núcleo da sapata, embora se observe igualmente um aumento na zona de betão adjacente ao maciço de fundação, e para a idade de 1.5 dias.

Analisando com mais pormenor o que ocorre nos pontos que apresentaram maior risco de fendilhação nos Cenários 1 e 2, isto é, os nós 2 e 3, bem como no nó 5 adjacente ao maciço de fundação, na Figura 5.36, na Figura 5.37 e na Figura 5.38 são apresentadas as evoluções de I_{cr} , mas desta feita para quatro situações de isolamento térmico da superfície do betão: (i) sem isolamento, (ii) com placas de 1cm de espessura (poliestireno expandido), (iii) com placas de 3cm de espessura e (iv) com placas de 6cm de espessura.

Na Figura 5.36 pode constatar-se que a colocação de uma placa de 1 cm de espessura em poliestireno na superfície do betão e na cofragem provoca uma diminuição de aproximadamente 50% no índice de fendilhação. Naturalmente a colocação de placas sucessivamente mais espessas conduz a valores de I_{cr} na superfície da sapata progressivamente mais reduzidos, registando-se para o caso de um isolamento com 3cm de espessura diminuições do valor máximo deste índice para 25% do valor referente à situação sem isolamento; no caso de um isolamento com 6cm de poliestireno a redução de I_{cr} é para 12.5% do valor máximo atingido sem isolamento,

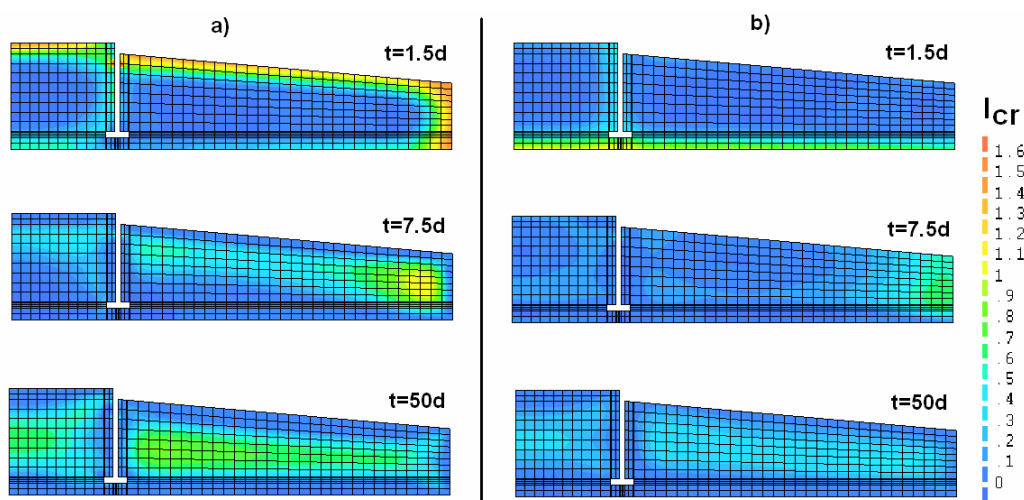


Figura 5.35 – Evolução do índice de fendilhação; a) sem isolamento e b) com 6cm de isolamento

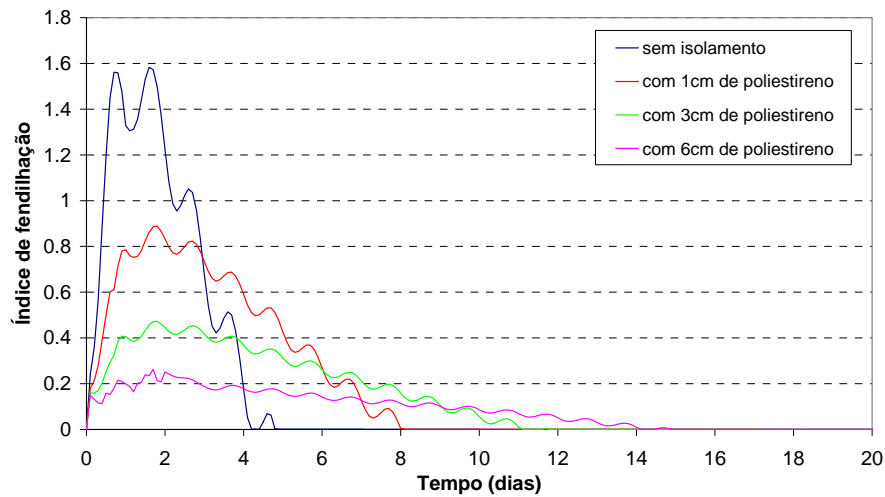


Figura 5.36 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 1 no Cenário 3

Na zona periférica da sapata (nó 3) a colocação do isolamento térmico na superfície não conduz a diminuições tão significativas do índice de fendilhação, como mostra a Figura 5.37. No entanto, com apenas 1cm de poliestireno já se consegue uma diminuição de 20% no I_{cr} na zona periférica da sapata. À semelhança do observado para o nó 1, a Figura 5.37 evidencia que quanto mais espessa a placa de isolamento mais reduzido se torna o índice de fendilhação máximo, conseguindo-se diminuições para cerca de 60% do valor registado numa situação sem isolamento.

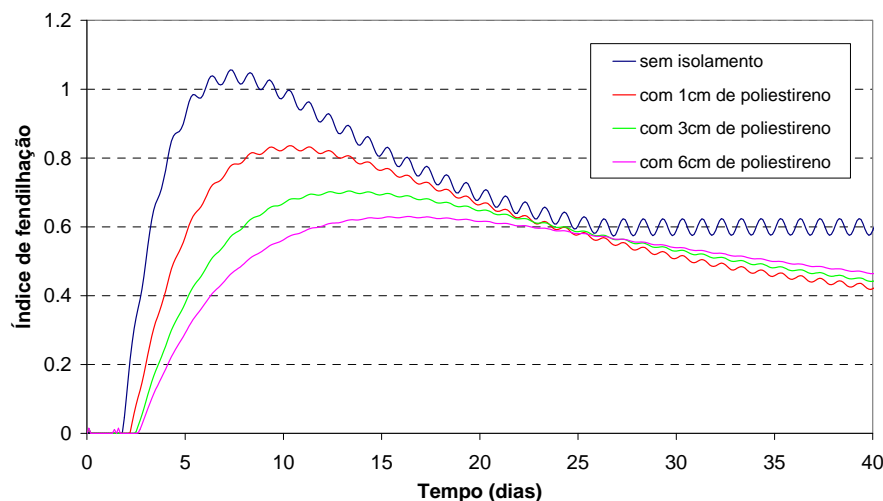


Figura 5.37 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 3 no Cenário 3

Para o nó 5 (zona de betão adjacente ao maciço de fundação) – ver Figura 5.38 –, constata-se que a colocação de isolamento térmico na superfície provoca um agravamento do índice de fendilhação, situação previsível em face do observado aquando da análise dos mapas de tensões. Apesar deste agravamento do risco de

fendilhação nesta zona da sapata, principalmente quando são utilizadas placas de poliestireno de 3cm e 6cm de espessura, a diminuição considerável do risco de fendilhação possibilitada na superfície da sapata pela solução de isolamento térmico aqui preconizada compensa claramente aquele inconveniente, já que o surgimento de fendas na base da sapata é menos relevante do que a formação de fendas na superfície superior.

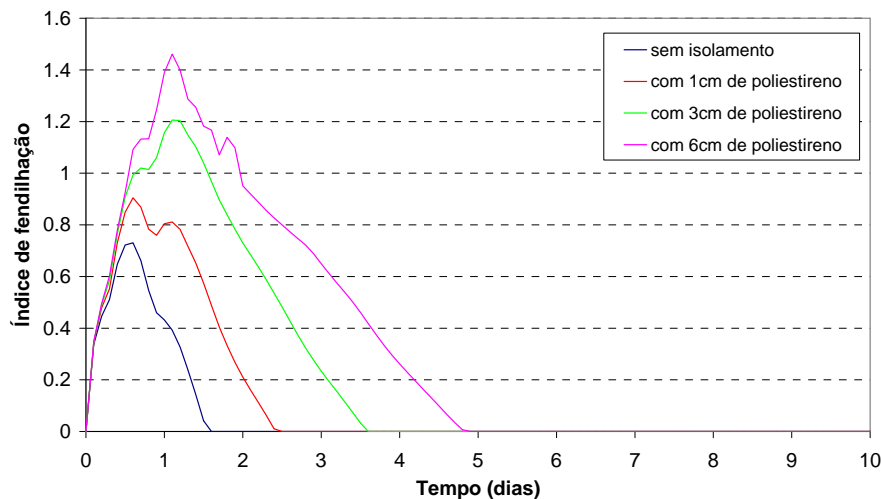


Figura 5.38 – Evolução do índice de fendilhação para o nó 5 no Cenário 3

No entanto, estruturalmente pode ser aconselhável que o risco de fissuração na base da sapata não seja também muito elevado, pelo que poderá ser prudente a adopção de uma solução de isolamento que garanta um cenário de tensões intermédio, para controlo da fendilhação na base e na superfície superior. Assim, das várias soluções apresentadas a que parece mais adequada para diminuir o risco de fendilhação nas primeiras idades da sapata em estudo é a que corresponde a adoptar placas de poliestireno com apenas 1cm de espessura, a colocar nas superfícies do betão em contacto com o ar e com a cofragem.

Esta conclusão vem também evidenciar a mais-valia que a utilização de modelos termo-mecânicos pode trazer para o projecto e execução de estruturas reais, permitindo a análise de problemas e o estudo de soluções associados ao comportamento do betão nas primeiras idades.

6 CONCLUSÃO

6.1 Conclusões gerais

Nesta dissertação foi apresentada, em traços muito gerais, a metodologia de análise que hoje em dia é utilizada na simulação do comportamento termo-mecânico do betão nas primeiras idades, a qual requer o conhecimento do campo térmico gerado pelo calor libertado durante a hidratação do cimento, assim como a evolução das propriedades mecânicas do betão ao longo de toda a reacção de hidratação.

Do ponto de vista térmico é necessário conhecer a geração interna de calor induzida pela reacção de hidratação do cimento, cuja taxa é usualmente reproduzida utilizando uma lei de Arrhenius. Por sua vez para aplicação desta lei é necessário proceder à aferição da função de calor gerado normalizado $f(\alpha)$, da energia de activação aparente E_a e de uma constante de proporcionalidade a . Para tal são utilizadas técnicas experimentais calorimétricas que podem ser adiabáticas, semi-adiabáticas e isotérmicas. A técnica da calorimetria isotérmica distingue-se das restantes por ser a única que permite a avaliação da energia de activação aparente, através de ensaios isotérmicos realizados a diferentes temperaturas. Actualmente não está feita uma caracterização

térmica sistemática dos cimentos utilizados em Portugal, o que tem constituído um obstáculo à utilização dos modelos termo-mecânicos atrás referidos. De modo a preencher esta lacuna, para os vários cimentos produzidos numa cimenteira instalada em Portugal procedeu-se à aferição da lei de Arrhenius utilizando a técnica da calorimetria isotérmica, a partir da realização de ensaios a 20°C, 30°C, 40°C, 50°C e 60°C.

Para determinação da energia de activação aparente apresentaram-se duas metodologias, nomeadamente o Método das Taxas de Hidratação e o Método Simplificado. Apesar de consideravelmente diferentes, os valores obtidos para E_a através de ambas as metodologias foram muito semelhantes. No entanto há que salientar que o Método das Taxas de Hidratação permite determinar a evolução de E_a ao longo da reacção de hidratação, embora se revele um método mais exigente do ponto de vista do cálculo, necessitando que os resultados provenientes dos ensaios isotérmicos sejam muito precisos. Outro ponto sensível na aplicação deste método é a definição do intervalo de hidratação para o qual será definido E_a , uma vez que influencia fortemente o valor da energia de activação aparente. Por sua vez o Método Simplificado apresenta-se como um método muito simples e de aplicação directa. Nos moldes em que foi utilizado este método apenas possibilita a determinação da energia de activação global da reacção, não permitindo conhecer a evolução de E_a com o grau de hidratação.

A aferição da função de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ foi efectuada através de uma metodologia simples, tendo-se observado que aquela função sofria significativas variações com a alteração da temperatura dos ensaios isotérmicos. De modo a aferir se a dependência de temperatura registada na função $f(\alpha)$ poderia originar diferenças significativas na previsão comportamento térmico de uma estrutura, efectuou-se um estudo paramétrico que consistiu em gerar para cada cimento as curvas de aquecimento em condições adiabáticas de um determinado betão, a partir dos parâmetros das leis de Arrhenius definidas experimentalmente. Constatou-se que as variações registadas nas funções $f(\alpha)$ obtidas a partir de ensaios isotérmicos conduzidos a 20°C, 30°C e 40°C não originaram variações significativas na previsão do comportamento adiabático do betão. No entanto, utilizando funções $f(\alpha)$ obtidas a partir de ensaios isotérmicos realizados a temperaturas mais elevadas (50°C e 60°C) constataram-se variações significativas na previsão do comportamento adiabático do betão. Uma vez que numa estrutura real raramente se registam elevações de temperatura que de forma duradoura superem os 50-60°C, é possível admitir que no âmbito da engenharia estrutural as funções $f(\alpha)$

obtidas para as temperaturas mais baixas (20°C, 30°C e 40°C) permitam resolver com suficiente precisão a maior parte dos problemas. Este comportamento não foi exclusivo da função $f(\alpha)$, uma vez que ao longo do presente trabalho se constatou que na aferição da lei de Arrhenius os resultados obtidos a partir dos ensaios isotérmicos realizados a temperaturas mais elevadas (50°C e 60°C) nunca apresentaram a estabilidade desejada. Foram apontadas algumas razões para tal comportamento, tendo-se constatado que no domínio da análise estrutural a calibração da lei de Arrhenius deverá ser efectuada apenas para gamas de temperaturas da ordem de 10°C-40°C.

Para além da necessidade de conhecer o comportamento térmico do betão que está a ser utilizado é também imperioso dispor de uma caracterização mecânica deste material ao longo de toda a reacção de hidratação, que inclua as evoluções das resistências à compressão e à tracção e do módulo de elasticidade, bem como a adequada definição do comportamento visco-elástico (fluência) e da retracção. A caracterização da evolução das propriedades resistentes e de deformabilidade do betão é essencial no que se refere às análises mecânicas, pois como a cinética da reacção de hidratação do cimento é de natureza termo-activada, a evolução das propriedades mecânicas do betão não depende apenas da variável tempo (idade), mas também do historial de temperaturas a que se dá a cura. Normalmente são utilizadas duas metodologias alternativas para contabilização simultânea dos efeitos do tempo e do historial de temperaturas, sendo uma baseada no conceito do Grau de Hidratação e a outra baseada no conceito da Maturidade (Idade Equivalente).

Neste trabalho levou-se a cabo uma campanha laboratorial sistemática, realizada com o intuito de caracterizar as propriedades e parâmetros mecânicos mais relevantes para o comportamento do betão nas primeiras idades, nomeadamente: a evolução da resistência à compressão, da resistência à tracção e do módulo de elasticidade e a caracterização da fluência e da retracção. Foram ensaiados seis betões de classes de resistência correntemente utilizadas em Portugal, variando do C20/25 ao C40/50. No que diz respeito à evolução das resistências à compressão e à tracção e do módulo de elasticidade realizaram-se ensaios mecânicos a várias idades, nomeadamente aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias. Os resultados obtidos foram comparados com as metodologias de previsão da evolução das propriedades mecânicas baseadas nos conceitos da Idade Equivalente e do Grau de Hidratação. Associado ao conceito da Idade Equivalente foram utilizadas as expressões de evolução sugeridas pelo EC2, enquanto que para o conceito do Grau de Hidratação se adoptaram as expressões de evolução sugeridas por Rostásy.

As expressões do EC2 ajustaram relativamente bem os resultados experimentais de todas as propriedades mecânicas, pelo que poderão ser utilizadas quando não exista uma caracterização experimental dessas propriedades para as primeiras idades do betão em estudo.

No que diz respeito às expressões sugeridas por Rostásy para as evoluções da resistência à compressão e à tracção verificou-se uma tendência para sobrestimação da evolução destas propriedades nas primeiras idades. Já no que diz respeito ao módulo de elasticidade o ajuste foi razoável. Assim conclui-se que não é prudente a utilização deste tipo de expressões em análises termo-mecânicas, nomeadamente quando estas incorporarem a não-linearidade material em que faça intervir as evoluções das resistências à compressão e à tracção. Mas se o modelo mecânico utilizado for linear e elástico, e uma vez que apenas é necessário definir a evolução do módulo de elasticidade, considera-se razoável a utilização das expressões sugeridas por Rostásy. No entanto, tendo em conta que mesmo quando se utilizam modelos lineares e elásticos geralmente pretende-se avaliar o risco de fendilhação, é então necessário envolver igualmente a evolução da resistência à tracção. Assim, torna-se mais vantajoso utilizar uma metodologia baseada na Idade Equivalente, uma vez que esta fornece resultados mais fiáveis.

No que diz respeito à retracção realizou-se uma série de ensaios de caracterização para os betões referidos, tendo-se concluído que, de uma forma geral, as expressões sugeridas no EC2 evidenciaram uma clara tendência para sobrestimação da retracção total medida experimentalmente, nomeadamente a partir dos 15 dias de idade.

Apresentaram-se também os princípios básicos do funcionamento de um sistema de fluência, de baixo custo de construção e concebido no decurso da presente dissertação, que foi utilizado na caracterização dos vários betões analisados. A fluência foi caracterizada para diferentes idades de aplicação de carga, nomeadamente aos 1, 3, 7, 14 e 28 dias, de modo a permitir a calibração dos parâmetros da lei de fluência básica de Bazant-Panula (Lei da Dupla Potência). Esta função de fluência ajustou-se bem aos resultados experimentais, embora no caso de carregamentos aplicados ao primeiro dia tenha evidenciado uma tendência para sobrestimar a evolução das deformações do betão para idades mais tardias.

No âmbito da caracterização mecânica dos betões foram ainda apresentados os resultados experimentais obtidos com a técnica do Ensaio do Anel Restringido, que permitiu caracterizar a retracção do betão, tendo servido também para validar as leis de

fluência aferidas experimentalmente. Esta aferição foi realizada através de comparação dos resultados do Ensaio do Anel Restringido com os resultados de uma simulação termo-mecânica efectuada com o código computacional DIANA. De um modo geral verificou-se que o modelo numérico conseguiu prever o comportamento estrutural do Ensaio do Anel Restringido, evidenciando também que as Leis da Dupla Potência obtidas a partir de ensaios à compressão funcionavam bem na previsão das deformações por fluência do betão traccionado

Uma vez caracterizadas as propriedades térmicas e mecânicas dos principais tipos de betões e cimentos estudados, e como ilustração das potencialidades da modelação termo-mecânica do comportamento do betão nas primeiras idades, com recurso ao código DIANA realizou-se finalmente uma série de análises numéricas sobre a sapata de fundação de um aerogerador. Neste estudo, de tipo paramétrico, foram considerados vários cenários com vista a avaliar o risco de fendilhação da sapata, fazendo variar o tipo de cimento, as propriedades mecânicas do betão e o tipo de isolamento térmico a colocar nas superfícies de betão em contacto com o ar e com a cofragem metálica. Das análises efectuadas constatou-se que a sapata em estudo apresentava risco de fendilhação na zona superficial superior, bem como numa região periférica, junto à cofragem lateral. Verificou-se ainda que, de uma maneira geral, a utilização de betões de classes de resistência mais elevadas agravou o risco de fendilhação, uma vez que as maiores quantidades de cimento envolvidas promoverem a geração de gradientes térmicos em maior intensidade do que o melhoramento da resistência à tracção. No que diz respeito à adopção de medidas preventivas com o intuito de diminuir o risco de fendilhação, observou-se que a adopção de cimentos com menor calor de hidratação poucos benefícios trouxe para a sapata estudada. Assim, na parte final da dissertação foi analisada uma solução que possibilitou o controlo do risco de fendilhação, a qual consistiu na protecção térmica das superfícies de betão expostas ao ar (face superior) e em contacto com a cofragem metálica (face lateral), mediante a colocação de placas de poliestireno expandido com espessuras entre 1cm e 6cm.

6.2 Desenvolvimentos futuros

No seguimento do trabalho aqui exposto, apresentam-se agora algumas sugestões com vista a possíveis desenvolvimentos futuros:

- Do ponto de vista térmico é necessário estender a caracterização térmica aqui efectuada aos restantes tipos de cimento comercializados em Portugal, nomeadamente, aos cimentos brancos. Importa também avaliar as possíveis alterações no comportamento térmico que advêm da adição de cinzas volantes e superplastificantes aos betões, nomeadamente, na função de calor gerado normalizado $f(\alpha)$ e na energia de activação aparente E_a da mistura.
- Tendo em conta que actualmente em Portugal a maioria dos betões de central contêm na sua composição cinzas volantes, é primordial estudar a influência que estas têm na evolução das propriedades mecânicas, assim como, as respectivas implicações no acoplamento termo-mecânico, nomeadamente, na validade das metodologias de previsão baseadas nos conceitos de Grau de Hidratação e Maturidade (Idade Equivalente). Para tal deverão realizar-se ensaios mecânicos em betões curados a diferentes temperaturas.
- Uma vez que, na presente dissertação, a tentativa de avaliação experimental dos fenómenos de retracção autógena e secagem fracassou, será necessário, futuramente, efectuar um estudo mais profundo destes fenómenos, propondo sistemas de medição diferentes dos actualmente existentes, que permitam de uma forma precisa medir estas grandezas nos betões comercializados em Portugal, de modo a avaliar a performance dos modelos de previsão disponíveis.
- A realização de simulações numéricas em estruturas reais que tenham em conta os fenómenos de retracção de secagem e autógena, simulações estas acompanhadas de monitorização *in-situ* de temperaturas e deformações.
- A implementação de modelos termo-mecânicos que tenha a capacidade de ter em cota o efeito que as armaduras ordinárias têm no comportamento do betão após a ocorrência de fendilhação. Para tal é necessário estudar a evolução da aderência entre o betão e as armaduras ordinárias durante as primeiras idades.

REFERÊNCIAS

AASHTO - *Standard practice for estimating crack tendency of concrete. PP34-89.* 1998.

ASTM-C1074-87 - *Standard Practice for Estimating Concrete Strength by the Maturity Method.* Annual book of ASTM standards. 04.02:1987. p.

ASTM-C1582-04 - *Standard Test Method for Determining Age at Cracking and Induced Tensile Stress Characteristics of mortar and concrete under restrained Shrinkage.* Annual book of ASTM standards. 2004. p.

Atrushi, D. - *Tensile and compressive creep of early age concrete: testing and modelling.* Trondheim, Norway: Norwegian University of Science and Technology, 2003.

Azenha, M ; Faria, R - *Análise Termo-Mecânica da Sapata de Fundação do Aerogerador V90-3MW da VESTAS.* Relatório do projecto POCI/ECM/56458/2004 – “Betão nas Primeiras Idades: Previsão do Comportamento”, 2006.

Azenha, M. - *Comportamento do betão nas primeiras idades. Fenomenologia e análise termo-mecânica.* Dissertação de Mestrado, FEUP, 2004.

Azenha, M.; Silva, L.; Faria, R.; Figueiras, J. - *Modelação numérica do ensaio da retracção restringida do ensaio dos anéis de betão*. In: VI Simpósio EPUSP sobre Estruturas de Concreto, São Paulo, Brazil, 2005.

Beek, A van - *Dielectric properties of young concrete*. Delft: 2000.

Bentz, D; Lura, P; Roberts, J - *Mixture proportioning for internal curing*. Concr Int 27. 2,2005. p. 35-40.

Breugel, K - *Hydration of Cement-Based Systems. Aspects of hydration of cement-based systems and possibilities to quantify the evolution of hydration processes*. IPACS Document, Subtask 2.1, 2001.

Breugel, K. - *Numerical simulation of hydration and microstructural development in hardening cement-based materials*. Cement and Concrete Research. 25:2,1995. p.

Breugel, K. - *Prediction of temperature development in hardening concrete*. E & FN SPON, 1998.

Breugel, K. - *Simulation of hydration and formation of structure in hardening cement-based materials*. Delft: 1991.

Carlson, R.; Reading, T. - *Model Study of Shrinkage Cracking in Concrete Building Walls*. ACI Structural Journal. Vol. 85:1988. p. 395-404.

CEB-FIP - *Model Code 90*. 1991.

CEN - *Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1.1: General rules for buildings*. 2004.

CEN - *Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*. 2005.

Cervera, M; Faria, F; Oliver, J; Prato, T - *Numerical modelling of concrete curing, regarding hydration and temperature phenomena*. Computers and Structures. 80:18-19,2002. p. 1511-1521.

Chanvillard, G.; D'Aloia, L. - *Concrete strength estimation at early ages: modification of the method of equivalent age*. ACI Materials Journal. 94:6,1997. p. 520-530.

Coutinho, J - *Materiais de construção 2. Parte 1 - Ligantes e Caldas*. 2002.

D'Aloia, L. - *Early age kinetics: Activation energy, maturity and equivalent age*. RILEM Publications s.a.r.l., 2002.

D'Aloia, L.; Chanvillard, G. - *Determining the "apparent" activation energy of concrete: Ea--numerical simulations of the heat of hydration of cement*. Cement and Concrete Research. 32:8,2002. p. 1277-1289.

E397-1993 - *Determinação do módulo de elasticidade em compressão, Especificação do LNEC*. Especificação do LNEC 1993.

Emborg, M. - *Development of mechanical behaviour at early ages*. E & FN SPON, 1998.

EN 197-1, NP - *Cimento - Parte 1: Composição, especificações e critérios de conformidade para cimentos correntes*. 2001.

Ensaio do betão endurecido NP EN 12390-1 2003 parte 1 forma, dimensões e outros requisitos para o ensaio de provetes e para os moldes 0007. - Caparica: IPQ, 2004.

Ensaio do betão endurecido NP EN 12390-2 2003 parte 2 execução e cura dos provetes para ensaios de resistência mecânica 0007. - Caparica: IPQ, 2003.

Ensaio do betão endurecido NP EN 12390-3 2003 parte 3 resistência à compressão dos provetes de ensaio 0007. - Caparica: IPQ, 2003.

Ensaio do betão endurecido NP EN 12390-4 2003 parte 4 resistência à compressão características das máquinas de ensaio 0007. - Caparica: IPQ, 2003.

Ensaio do betão endurecido NP EN 12390-6 2003 parte 6 resistência à tracção por compressão de provetes 0007. - Caparica: IPQ, 2004.

Faria, R; Azenha, M; Figueiras, J - *Modelling of concrete at early ages: Application to an externally restrained slab*. Cem. and Concr. Comp. 28:6,2006. p. 572-585.

Folliard, K. J.; Berke, N. S. - *Properties of high-performance concrete containing shrinkage-reducing admixture*. Cement and Concrete Research. 27:9,1997. p. 1357-1364.

Grzybowski, Mirosław; Shah, Surendra P. - *Shrinkage cracking of fiber reinforced concrete*. ACI Materials Journal. 87:2,1990. p. 138-148.

Hossain, A. B.; Weiss, J. - *Assessing residual stress development and stress relaxation in restrained concrete ring specimens*. Cement and Concrete Composites. 26:5,2004. p. 531-540.

Hossain, A. B.; Weiss, J. - *The role of specimen geometry and boundary conditions on stress development and cracking in the restrained ring test*. Cement and Concrete Research. 36:1,2006. p. 189-199.

Jonasson, Jan-Erik - *Modelling of Temperature, Moisture and Stresses in Young Concrete*. Lulea: Lulea University of Technology, 1994.

Kada-Benameur, H.; Wirquin, E.; Duthoit, B. - *Determination of apparent activation energy of concrete by isothermal calorimetry*. Cement and Concrete Research. 30:2,2000. p. 301-305.

Kim, Jin Keun; Han, Sang Hun; Lee, Kwang Myong - *Estimation of compressive strength by a new apparent activation energy function*. Cement and Concrete Research. 31:2,2001. p. 217-225.

Kjellsen, Knut O.; Detwiler, Rachel J. - *Reaction kinetics of portland cement mortars hydrated at different temperatures*. Cement and Concrete Research. 22:1,1992. p. 112-120.

Kovler, K.; Bentur, A. - *Shrinkage of early age steel fiber reinforced concrete*. Archives of Civil Engineering. 43:4,1997. p. 431-439.

Lura, P. - *Autogenous deformation and internal curing of concrete*. Delft: 2000.

Maekawa, K; Chaube, R; Kishi, T - *Modelling of concrete performance*. E&FN SPON, 1999.

- Maltais, Y.; Marchand, J. - *Influence of curing temperature on cement hydration and mechanical strength development of fly ash mortars*. Cement and Concrete Research. 27:7,1997. p. 1009-1020.
- Morabito, Paolo - *Thermal properties of concrete. Variations with the temperature and during the hydration phase.*: IPACS Document, Subtask 2.3, 2001.
- Póvoas, R. - *Modelos não-lineares de análise e dimensionamento de estruturas laminares de betão incluindo efeitos diferidos*. Tese de Doutoramento, FEUP: 1991.
- Reinhardt, HW; Blaauwendraad, J; Jongedijk, J - *Temperature development in concrete structures taking account of state dependent properties*. In: Int. Conf. Concrete at Early Ages, Paris, France, 1982.
- Rostásy, FS; Gutsch, AW; Krauß, M - *Computation of stresses and cracking criteria for early age concrete - Methods of iBMB*. IPACS, Task 3, 2001. 35-4.
- Silva, L; Faria, R; Azenha, M - *Caracterização Calorimétrica de Cimentos na Fase de Hidratação*. Relatório do projecto POCI/ECM/56458/2004 – “Betão nas Primeiras Idades: Previsão do Comportamento”, 2006a.
- Silva, L; Faria, R; Azenha, M - *Caracterização Mecânica da Betões nas Primeiras Idades*. Relatório do projecto POCI/ECM/56458/2004 – “Betão nas Primeiras Idades: Previsão do Comportamento”, 2006b.
- Silva, L; Faria, R; Azenha, M - *Utilização de um Calorímetro Isotérmico na Caracterização de Cimentos*. Relatório do projecto POCI/ECM/56458/2004 – “Betão nas Primeiras Idades: Previsão do Comportamento”, 2006c.
- Silva, L.; Azenha, M.; Faria, R. - *Técnica da Calorimetria Isotérmica para a Caracterização do Calor de Hidratação do Cimento*. In: JPEE 2006 – 4as Jornadas Portuguesas de Engenharia de Estruturas LNEC, Lisboa, 2006d.
- Silveira, AP - *A influência das acções térmicas no comportamento de pontes de betão armado*. Lisboa: LNEC, 1996.
- Timoshenko, S.; Goodier, J. N. - *Teoria de la elasticidad 0008*. Bilbao: URMO, 1968.

Torrenti, J - *La résistance du béton au très jeune âge*. Bulletin de Liaison des LPC. 179,1992. p.

Tritsch, N.; Darwin, D.; Brouwining, J. - *Evaluation shrinkage and carking behavior of concrete using restrained ring and free shrinkage tests* The University of Kansas Center for Reserch. 2005. p.

Wadsö, L - *An experimental comparison between isothermal calorimetry, semi-adiabatic calorimetry and solution calorimetry for the study of cement hydration.*: Nordtest report TR 522, 2003.

Wirquin, E.; Broda, M.; Duthoit, B. - *Determination of the apparent activation energy of one concrete by calorimetric and mechanical means: Influence of a superplasticizer*. Cement and Concrete Research. 32:8,2002. p. 1207-1213.

Zarr, Robert; Healy, William; Filliben, James; Flynn, Daniel - *Design Concepts for a New Guarded Hot Plate Apparatus for Use over an Extended Temperature Range*. ASTM International, 2002.

ANEXOS

A1 – Evolução do grau de hidratação

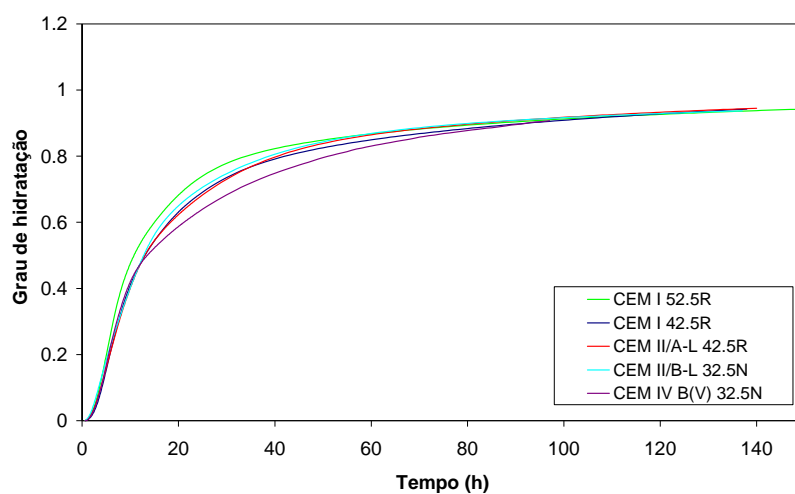


Figura A.1 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 30°C

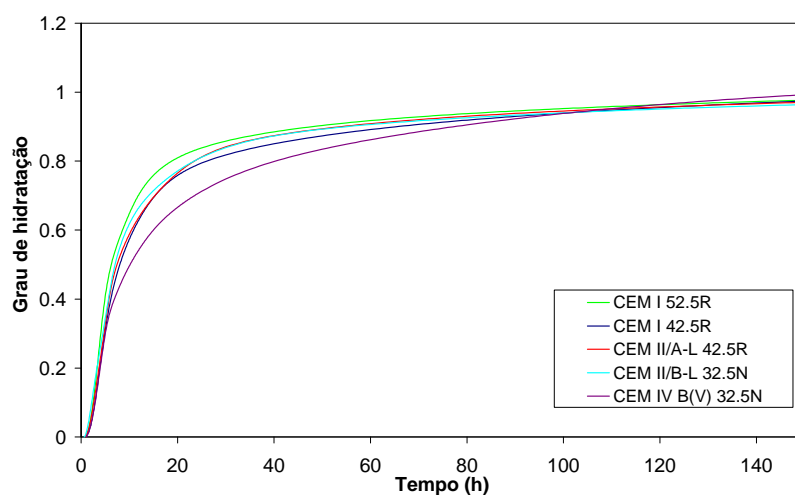


Figura A.2 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 40°C

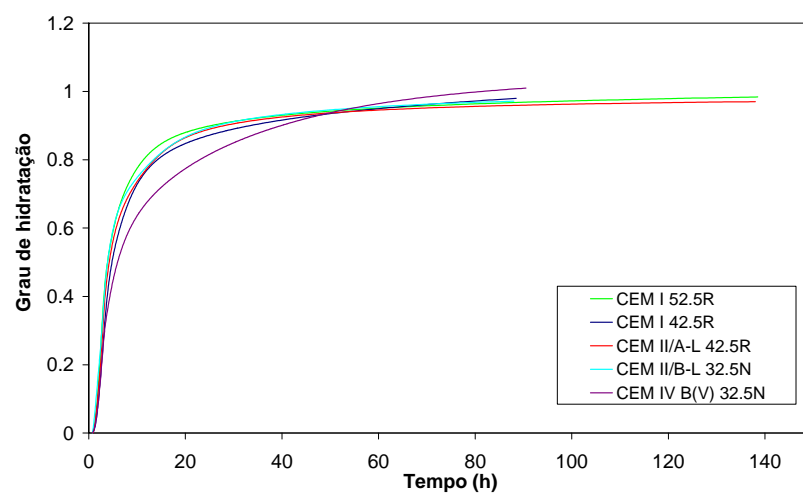


Figura A.3 – Evolução do grau de hidratação no ensaio isotérmico a 50°C

A2 – Evolução das resistências à compressão e à tracção e do módulo de elasticidade

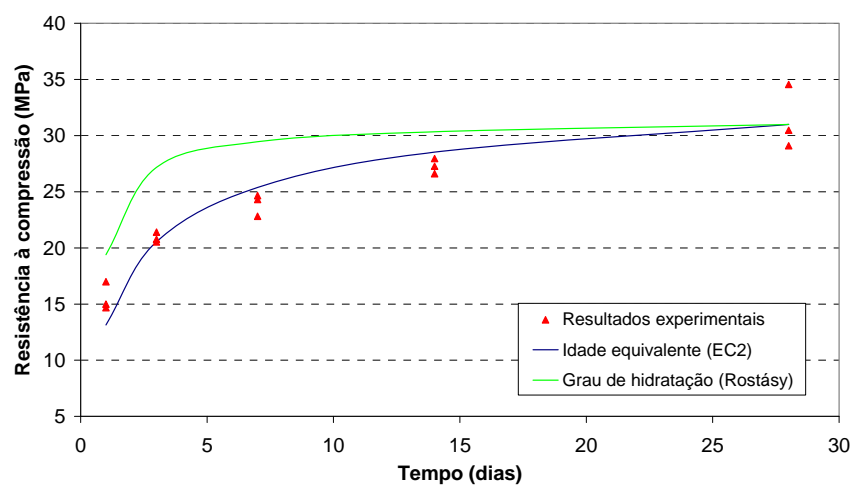


Figura A.4 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM3

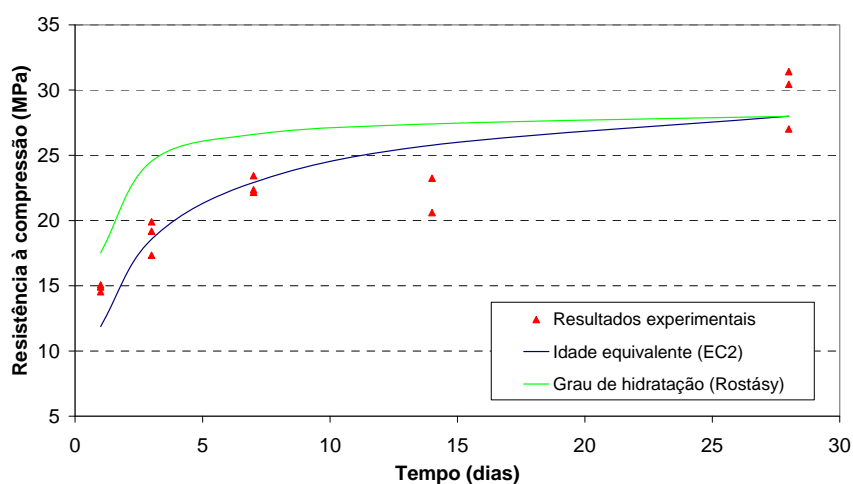


Figura A.5 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM4

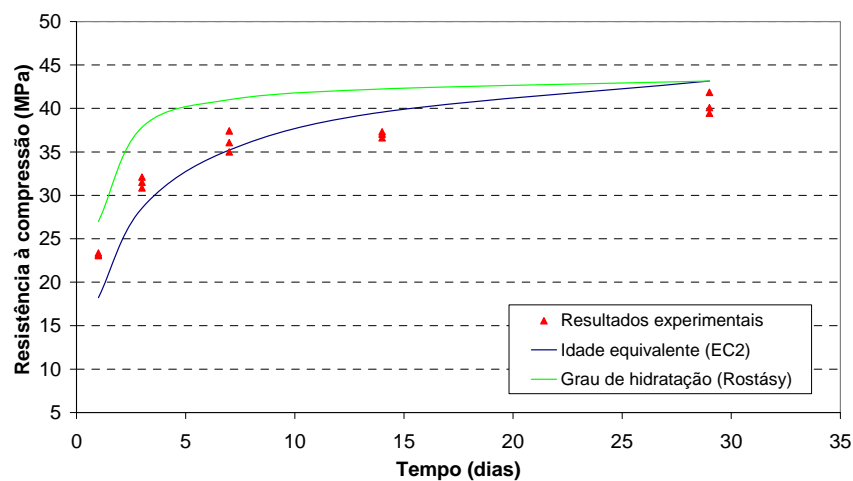


Figura A.6 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM5

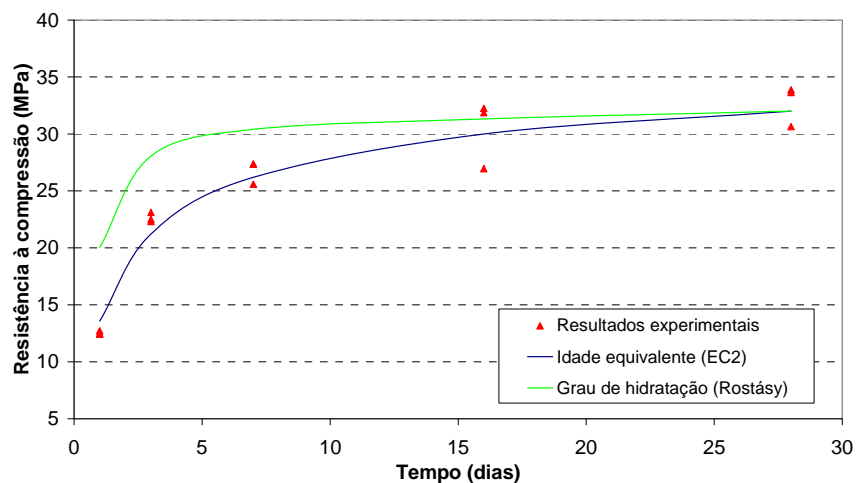


Figura A.7 – Evolução da resistência à compressão em cubos para a CM6

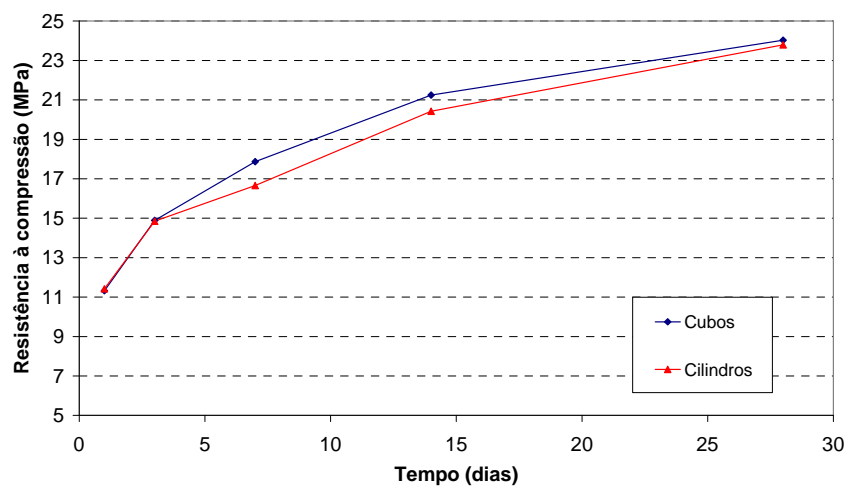


Figura A.8 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM1

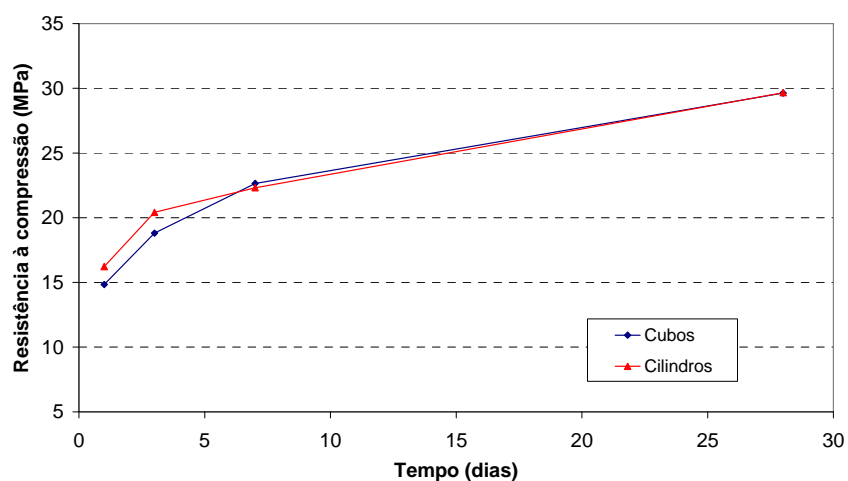


Figura A.9 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM4

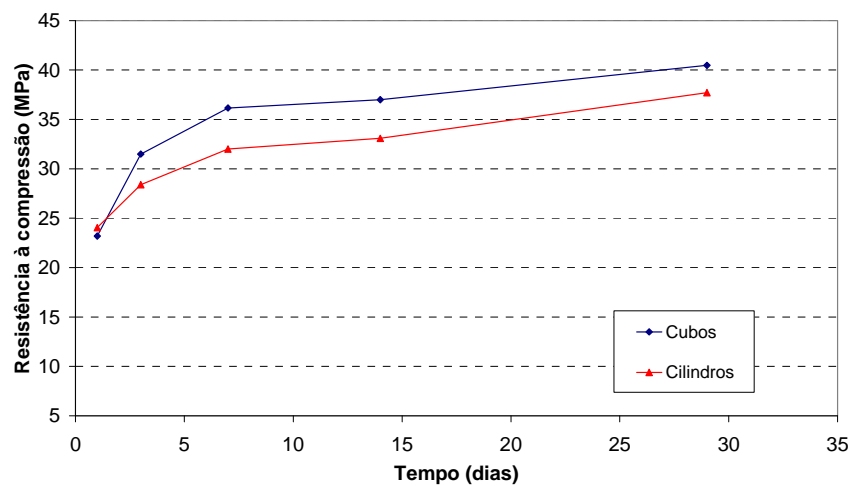


Figura A.10 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM5

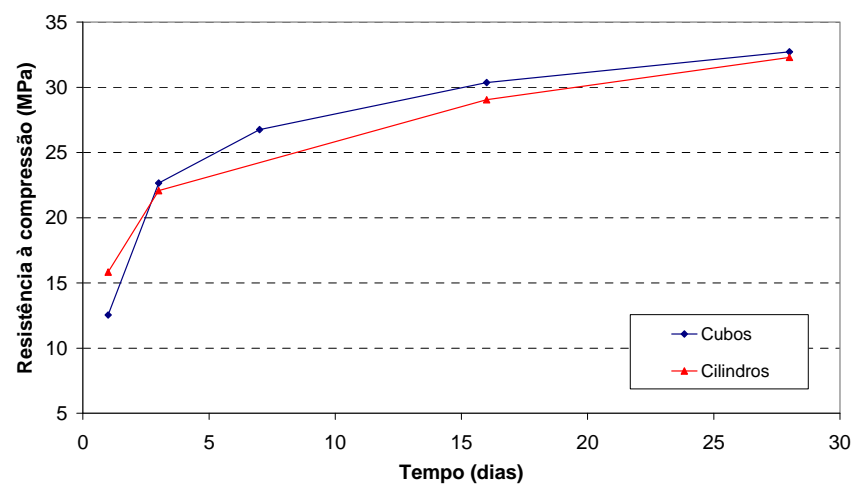


Figura A.11 – Evolução da resistência à compressão em cilindros e cubos para a CM6

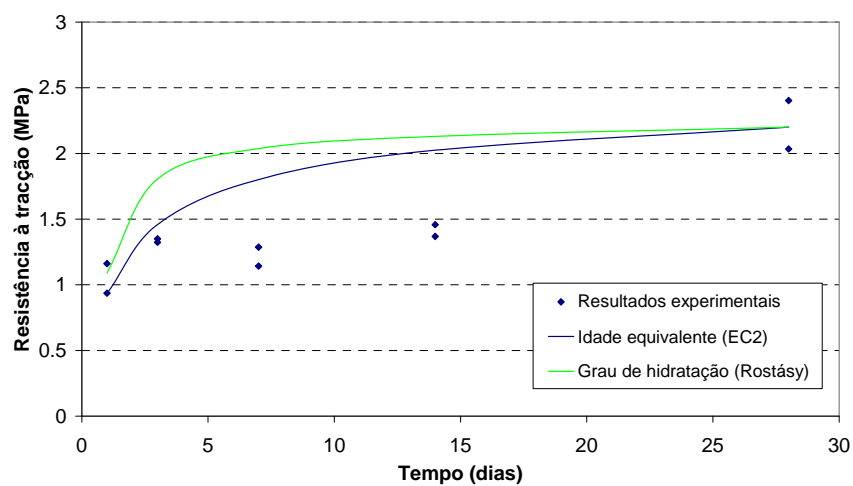


Figura A.12 – Evolução da resistência à tracção na CM1

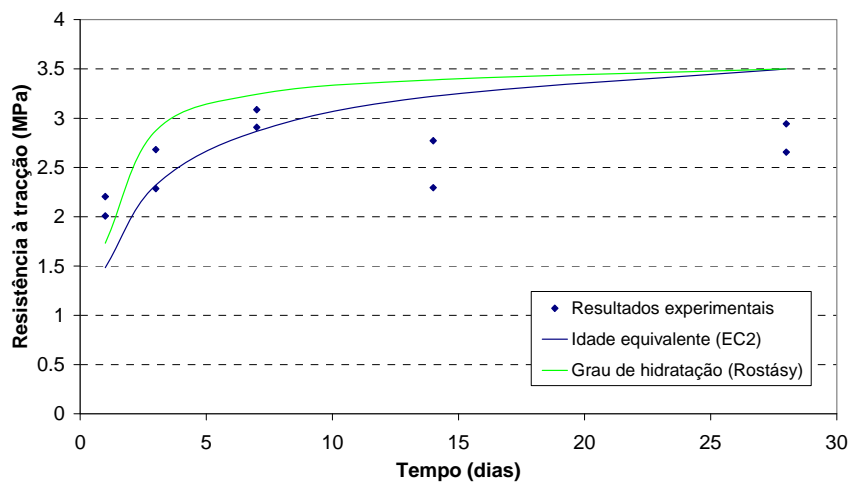


Figura A.13 – Evolução da resistência à tracção na CM2

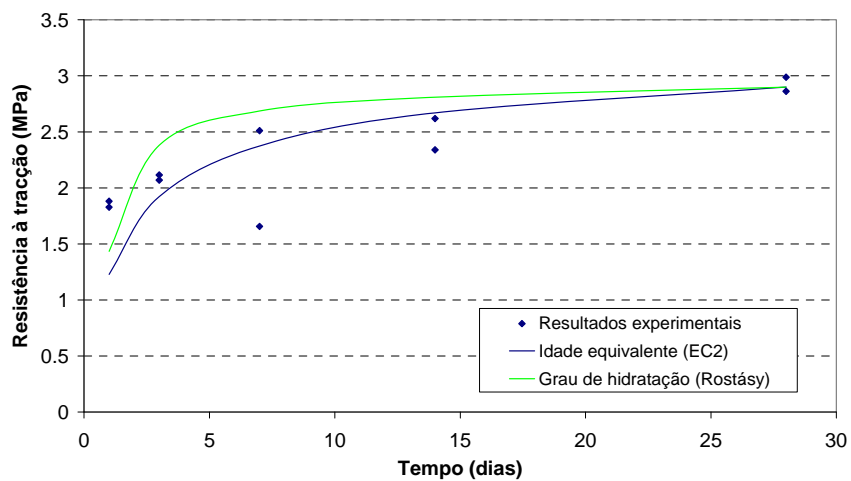


Figura A.14 – Evolução da resistência à tracção na CM3

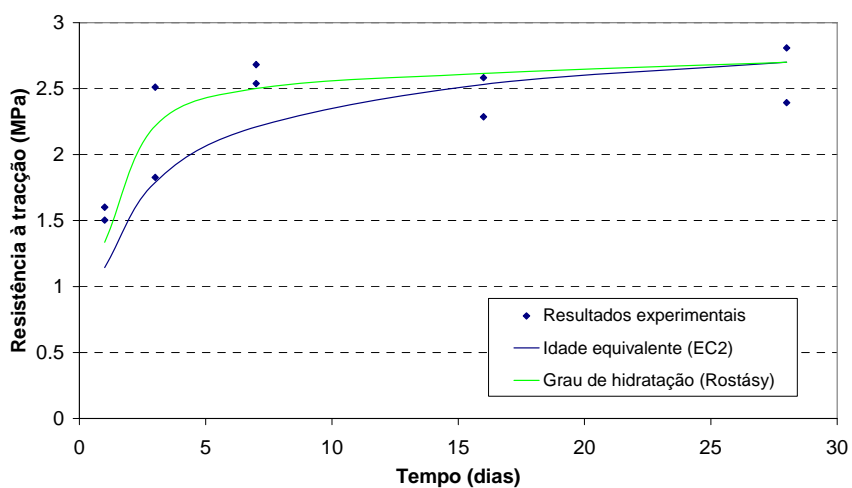


Figura A.15 – Evolução da resistência à tracção na CM6

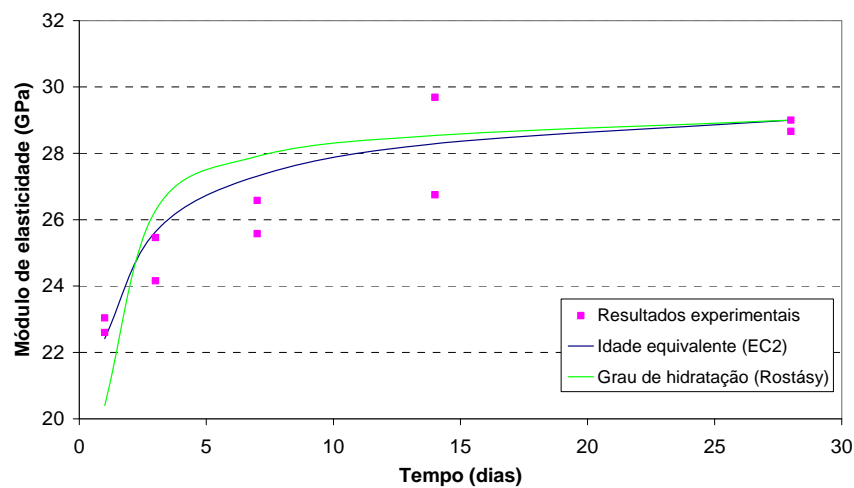


Figura A.16 – Evolução do módulo de elasticidade na CM1

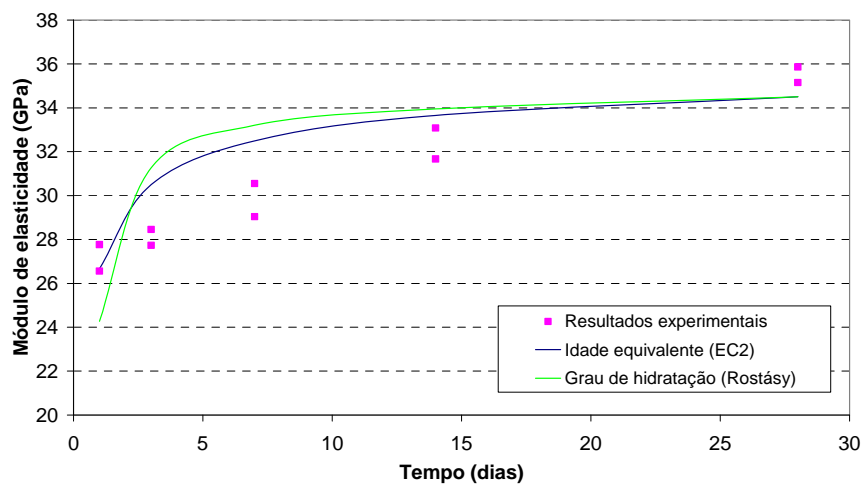


Figura A.17 – Evolução do módulo de elasticidade na CM3

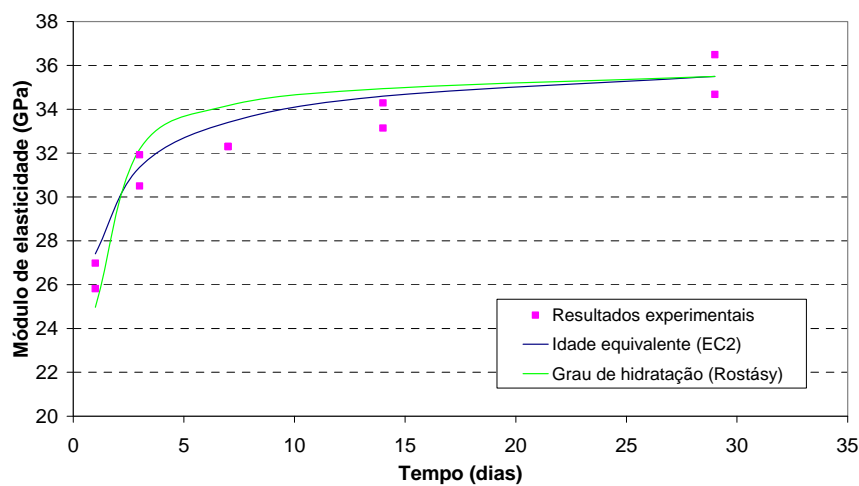


Figura A.18 – Evolução do módulo de elasticidade na CM5

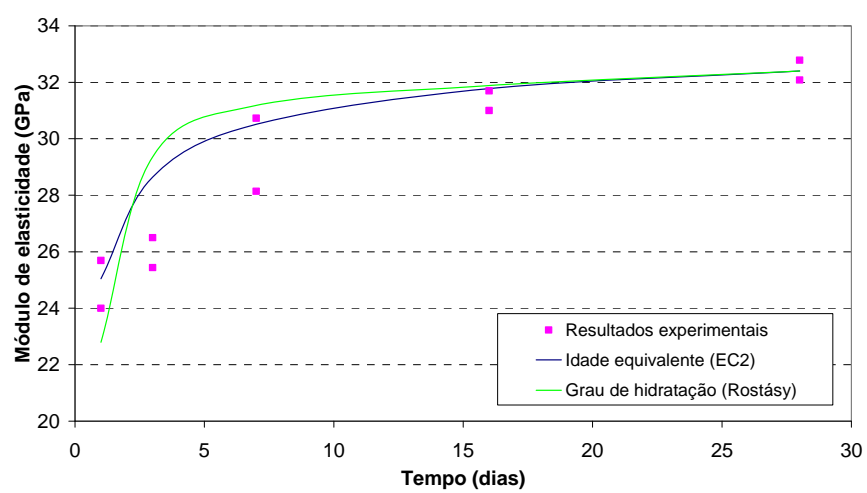


Figura A.19 – Evolução do módulo de elasticidade na CM6

A3 – Retracção total

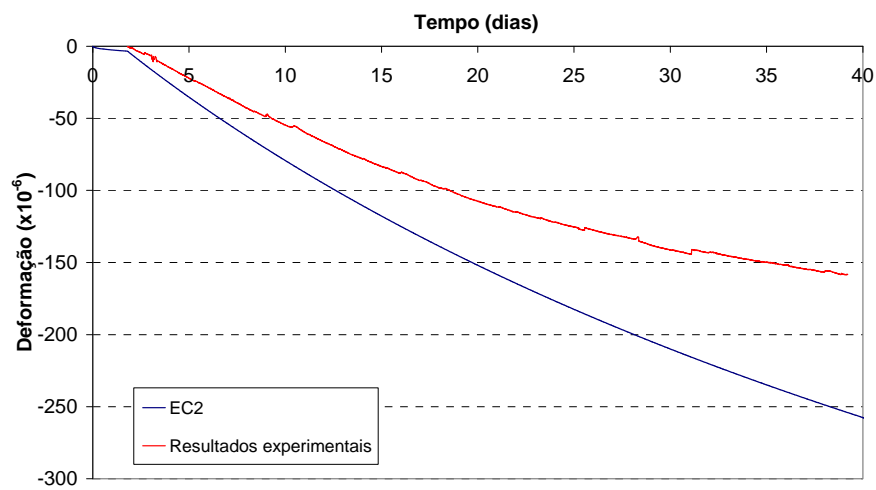


Figura A.20 – Retracção total para o betão da campanha CM1

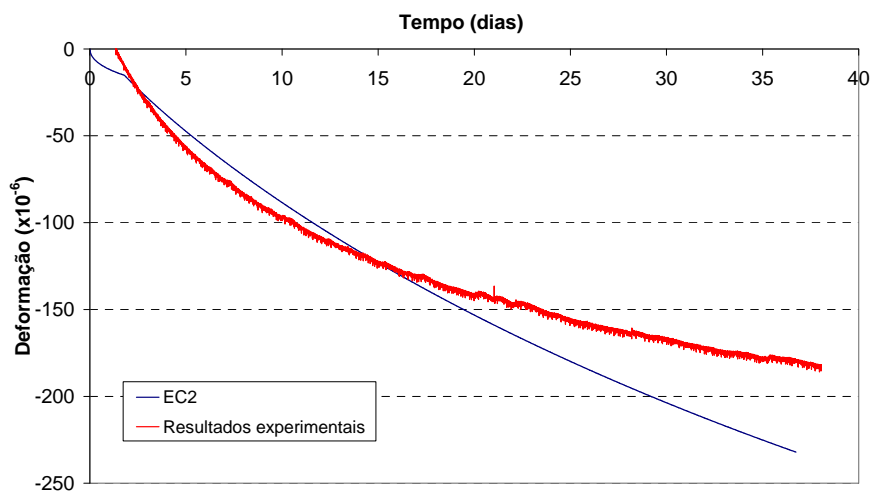


Figura A.21 – Retracção total para o betão da campanha CM2

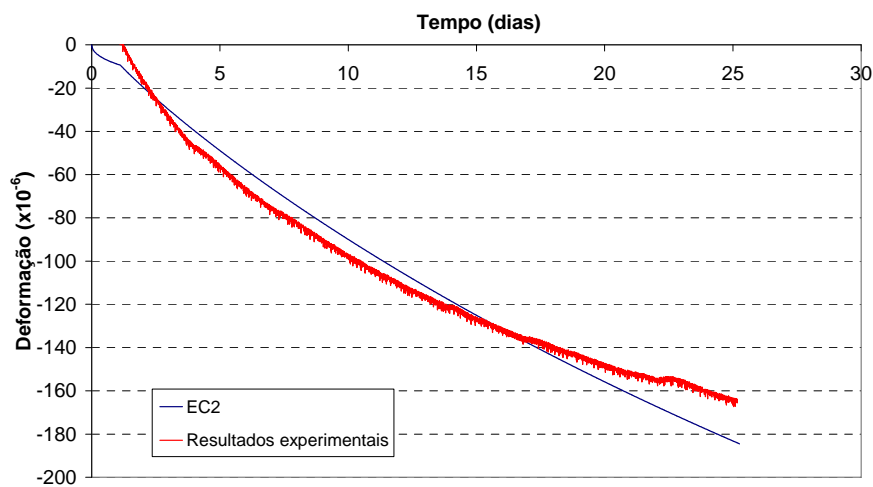


Figura A.22 – Retracção total para o betão da campanha CM5

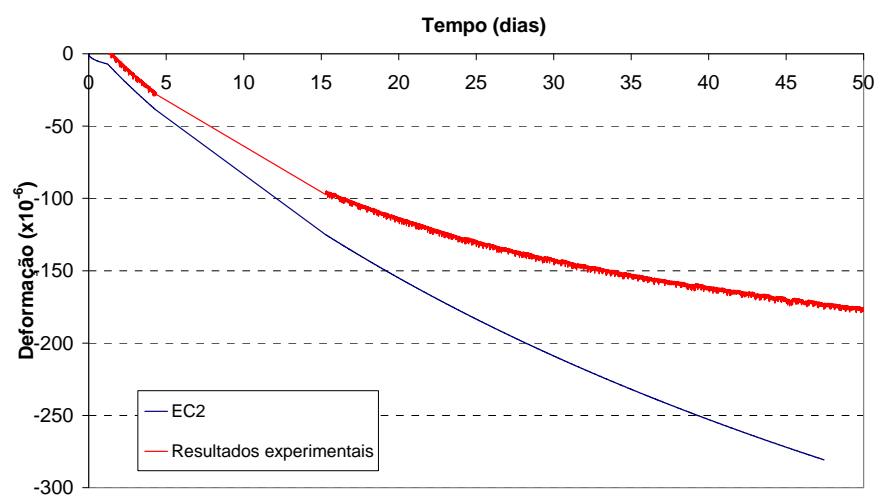


Figura A.23 – Retracção total para o betão da campanha CM6

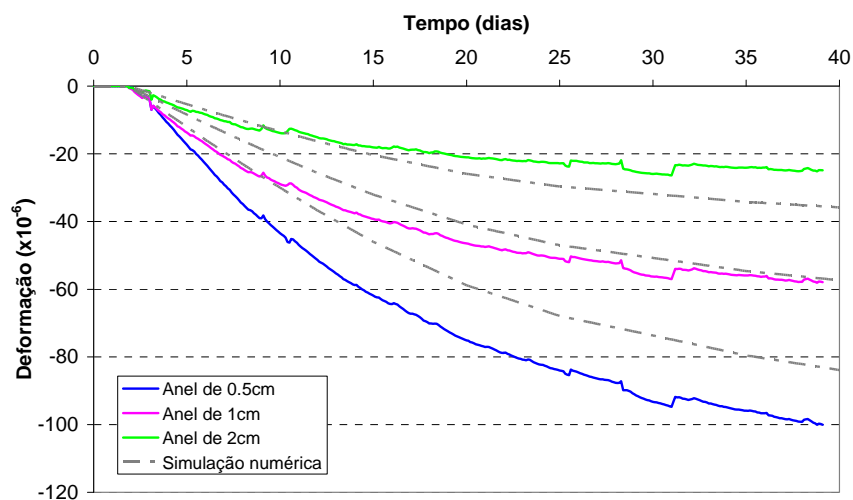
A4 – Deformações circunferenciais no anel de aço na face interior

Figura A.24 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM1

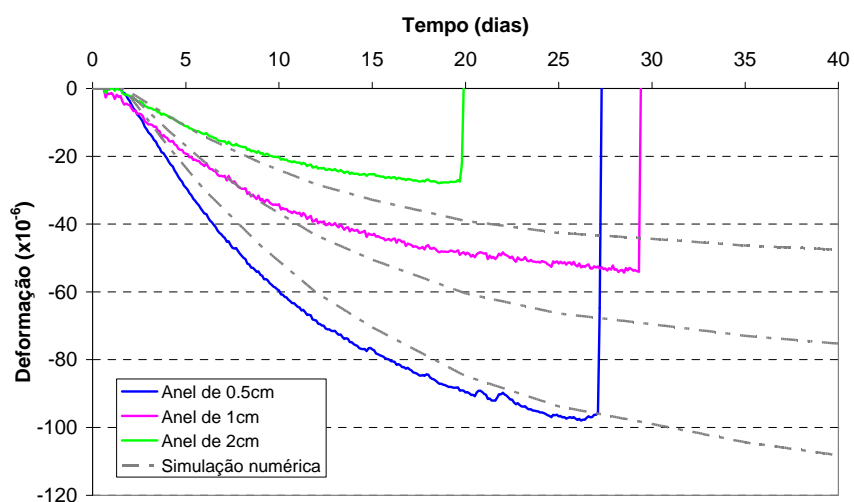


Figura A.25 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM3

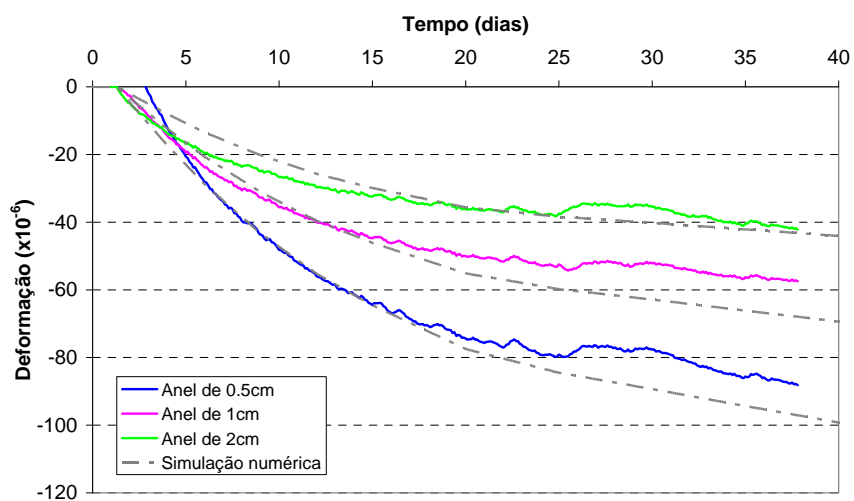


Figura A.26 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM4

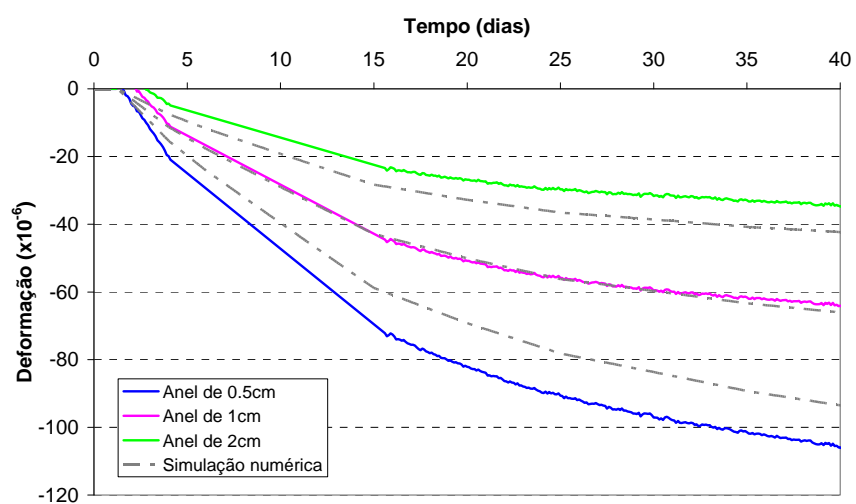


Figura A.27 – Deformações circunferenciais no anel de aço na campanha CM6

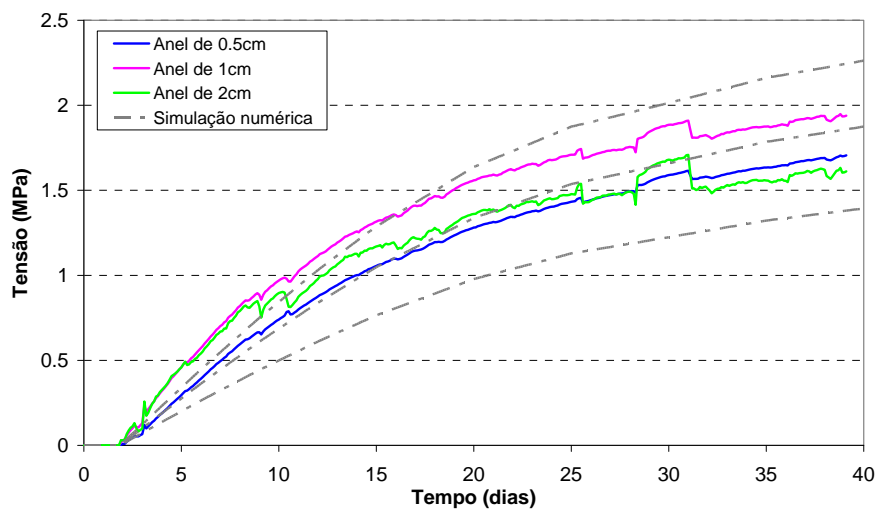
A5 – Tensões circunferenciais no anel de betão na zona de interface

Figura A.28 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM1

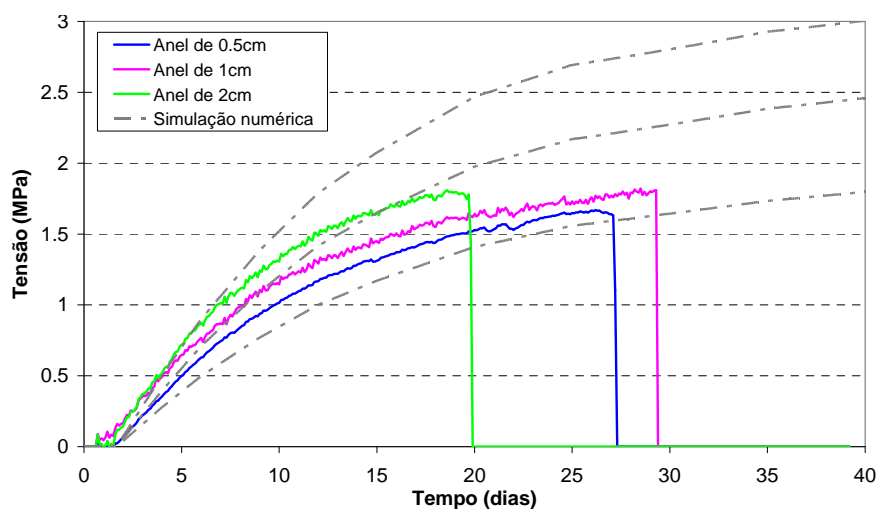


Figura A.29 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM3

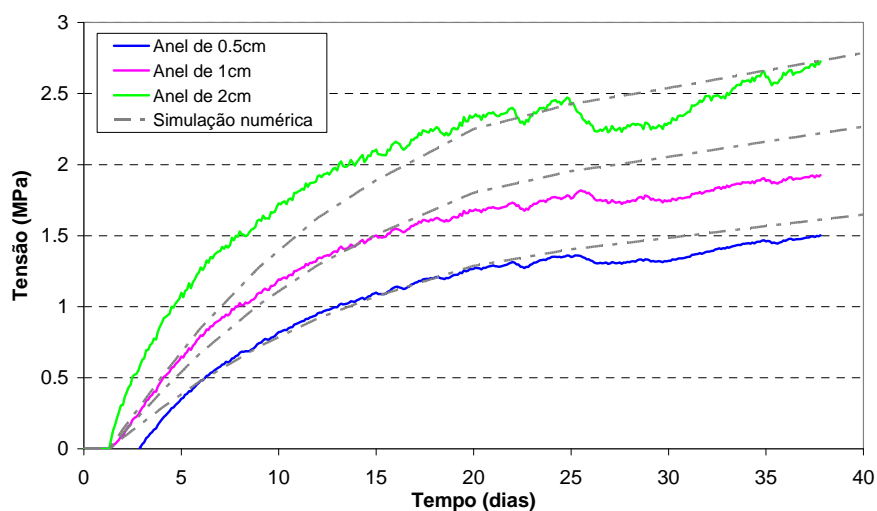


Figura A.30 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM4

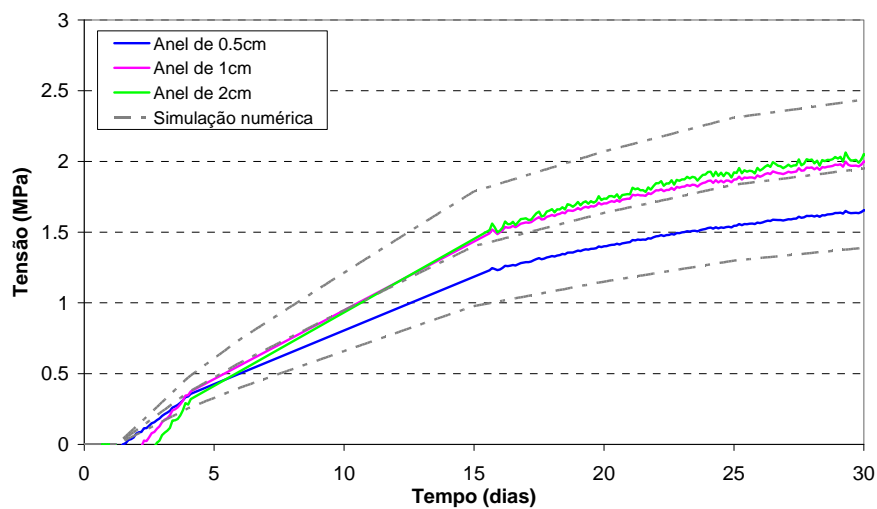


Figura A.31 – Tensões circunferenciais no betão (interface com o aço) para a campanha CM6

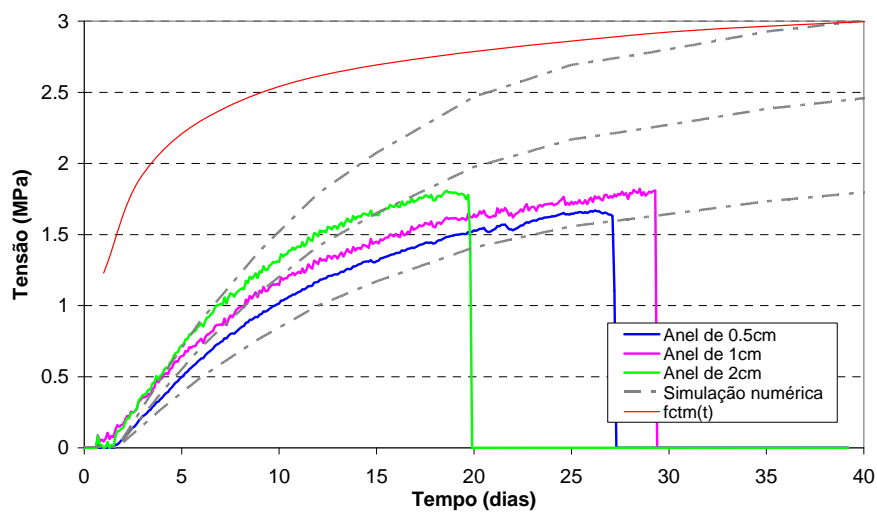


Figura A.32 – Tensões circunferenciais no betão e a evolução de f_{cm} para a campanha CM3

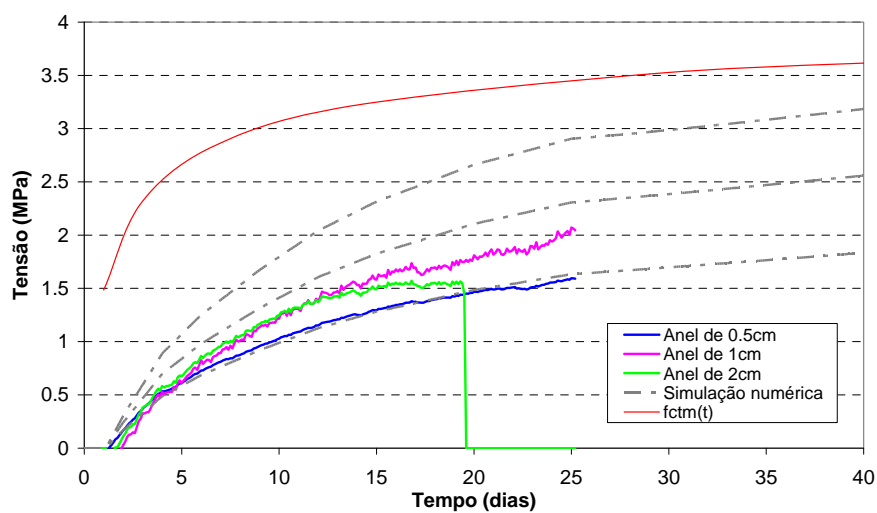


Figura A.33 – Tensões circunferenciais no betão e a evolução de f_{cm} para a campanha CM5